

N^o d'enregistrement

du C. N. R. S.

A. O. 4522

THESE DE DOCTEUR — INGÉNIEUR

présentée

**A LA FACULTÉ DES SCIENCES
de PARIS**

par

MEHMET ULUÇAYLI

pour obtenir

le titre de Docteur—Ingénieur

Première Thèse : Contribution à l'étude du comportement mécanique
du béton bitumineux par des essais à vitesse
de déformation constante

Deuxième Thèse : Propositions données par la Faculté

soutenue le 24 juin 1970 devant la Commission d'Examen

MM. SIESTRUNCK

Président

VICHNIEVSKY

SAUTEREY

}
Examineurs

N° d'enregistrement

du C. N. R. S.

A. O. 4522

THESE DE DOCTEUR -- INGÉNIEUR

présentée

**A LA FACULTÉ DES SCIENCES
de PARIS**

par

MEHMET ULUÇAYLI

pour obtenir

le titre de **Docteur—Ingénieur**

Première Thèse : **Contribution à l'étude du comportement mécanique
du béton bitumineux par des essais à vitesse
de déformation constante**

Deuxième Thèse : **Propositions données par la Faculté**

soutenue le **24 juin 1970** devant la Commission d'Examen

MM. SIESTRUNCK

Président

VICHNIEVSKY

SAUTEREY

Examineurs



AVANT – PROPOS

Cette étude est le résultat d'expérimentations effectuées au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées .

Nous tenons à exprimer nos multiples remerciements à Monsieur SIESTRUNCK, Professeur à la Faculté des Sciences de Paris, Directeur du Laboratoire de Mécanique Physique de la Faculté des Sciences à Saint-Cyr l'Ecole, pour l'honneur qu'il nous a fait de patronner cette Thèse ainsi que pour le soutien constant qu'il nous a apporté dans l'achèvement de nos études .

Nous remercions également Monsieur VICHNIEVSKY, Professeur à la Faculté des Sciences de Paris, d'avoir bien voulu participer au Jury et de l'intérêt qu'il a porté à nos travaux .

Nous sommes heureux d'avoir été accueilli au L.C.P.C. et nous remercions vivement Monsieur PASQUET, Ingénieur en Chef des Ponts et Chaussées, Directeur du L.C.P.C. d'avoir mis à notre disposition tous les moyens nécessaires à notre étude .

Nos pensées vont aussi à Monsieur DIKMEN, Vice-Doyen de la Faculté d'Engineering de l'Université Technique du Moyen Orient à Ankara, qui nous a beaucoup encouragé et soutenu dans nos efforts .

Nous adressons nos plus vifs remerciements à Monsieur SAUTEREY, Ingénieur des Ponts et Chaussées, Chef du Département des Chaussées, membre du Jury, et à Monsieur BONNOT, Ingénieur des Ponts et Chaussées, Chef de la Section de Propriétés des Matériaux de Chaussées du L.C.P.C., pour leur accueil au sein de leur service, leurs conseils éclairés tout au long de nos travaux et pour avoir bien voulu accepter de relire le manuscrit en nous faisant part de leurs avis compétents .

Nous remercions enfin tout le personnel du L.C.P.C. qui nous a largement aidé dans cette étude et plus spécialement Messieurs BRETONNIERE et LE BECHEC, de la Section du Matériel, de la collaboration qu'ils nous ont apportée pour la conception des matériels qui nous ont été nécessaires .



Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41552011_0011

TABLE DES MATIERES

AVANT - PROPOS	
INTRODUCTION	1
CHAPITRE I - GENERALITES	5
I. LES FONCTIONS CARACTERISTIQUES	6
A. Fonction fluage	6
B. Fonction relaxation	7
C. Essais à vitesse de déformation constante	8
D. Module complexe et complaisance complexe	9
E. Spectre de relaxation et de retardation	11
F. Principe de superposition de Boltzman et relations entre différentes fonctions caractéristiques	13
II. MODELES RHEOLOGIQUES	15
III. CONCEPT DE RIGIDITE DE FLEXION	19
IV. MODULE DE RIGIDITE PROPOSE PAR VAN DER POEL	20
CHAPITRE II - MISE AU POINT DES ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION A VITESSE DE DEFORMATION CONSTANTE	22
I. ESSAIS DE TRACTION INDIRECTE	23
A. Essais de flexion	23
B. Essai brésilien	26

II. MISE AU POINT DES ESSAIS DE TRACTION DIRECTE	27
A. Préparation de l'éprouvette	27
a. Composition du béton bitumineux utilisé	27
b. Confection de l'éprouvette	31
c. Densité apparente des éprouvettes	32
d. Choix des dimensions de l'éprouvette	32
e. Carottage des éprouvettes	38
f. Problème de collage	39
g. Sciage des extrémités	40
h. Gouttières de collage et de conservation	41
i. Conservation des éprouvettes	42
B. Appareillage d'essai	43
a. Presse d'Angers	43
b. Etrier de traction	44
c. Capteurs de force	48
d. Capteurs de déformation (extensomètres)	50
e. Enregistreur	57
f. Système de régulation de température	62
III. MISE AU POINT DES ESSAIS DE COMPRESSION SIMPLE	65
IV. MISE AU POINT DES ESSAIS BRÉSILIENS	68

.../...

III

CHAPITRE III - ETAT DE CONTRAINTE DANS UNE CHAUSSEE SOUPLE	71
I. CONTRAINTES D'ORDRE MECANIQUE	72
II. CONTRAINTES D'ORDRE THERMIQUE	81
CHAPITRE IV. - EXPERIMENTATION ET RESULTATS OBTENUS	85
I. ESSAIS DE TRACTION DIRECTE	85
A. Expérimentation	85
a. Températures	85
b. Vitesse de déformation	86
c. Distribution au hasard des éprouvettes	86
d. Préparation des éprouvettes et conservation	86
e. Plan de travail	86
f. Répétition	87
g. Etalonnage des capteurs de déformation et de force	87
h. Dispersion des résultats	87
B. Résultats obtenus et leur discussion	88
C. Dépendance du temps et de la température	107
a. Dépendance du temps et de la température	107
b. Théorie moléculaire	108
c. Facteur de translation	111
d. Critères d'application de la méthode de variables réduites et détermination de a_T	113
e. Principe d'équivalence temps-température	115
f. Courbes maitresses	116

IV

D. Détermination du module de relaxation à partir des essais à vitesse de déformation constante	119
a. Considérations théoriques	119
b. Essais de traction à vitesse de déformation constante et module de relaxation	121
c. Application aux résultats expérimentaux	124
d. Détermination du module de relaxation	132
E. Modes de rupture des enrobés en traction	136
F. Amélioration de la résistance à la traction des enrobés	140
II. ESSAIS DE COMPRESSION SIMPLE	148
A. Expérimentation	148
a. Températures	148
b. Vitesse de déformation	148
c. Confection des éprouvettes et conservation	149
d. Plan de travail	149
e. Distribution au hasard des éprouvettes	149
f. Interposition des plaques de carton	149
g. Répétition	149
h. Etalonnage des capteurs de déformation et de force	149
i. Dispersion des résultats	149
B. Résultats obtenus, leur discussion et comparaison avec le comportement en traction	150

III. DETERMINATION DE LA RESISTANCE AU CISAILLEMENT DE LA COHESION ET DE L'ANGLE DE FROTTEMENT INTERNE	168
IV. ESSAIS BRESILIENS	175
A. Expérimentation	175
B. Résultats obtenus, leur discussion et comparaison avec les résultats en traction directe	178
SUGGESTIONS POUR LES ETUDES A VENIR	190
CONCLUSIONS	191
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	193



INTRODUCTION

Avant la première guerre mondiale les ingénieurs déterminaient l'épaisseur des chaussées en fonction de l'économie, de leur bon sens et de leur expérience acquise. Le rôle initial des revêtements hydrocarbonés dans ces chaussées n'était que d'assurer l'imperméabilisation de la surface et l'amélioration de ses qualités de roulement. Après la guerre, devant le progrès rapide de l'industrie du transport routier, on s'est adressé à plusieurs méthodes de calcul développées aux Etats-Unis telles que la méthode des indices de groupe et la méthode C.B.R. Ces méthodes purement empiriques, utilisées toujours dans certains cas, ne tiennent pas compte de la qualité des couches supérieures en enrobé bitumineux de la chaussée, qui s'améliorent sans cesse.

Par suite de l'évolution des conditions de service, et surtout de l'augmentation rapide du trafic tant en nombre qu'en poids des véhicules, les couches supérieures en béton bitumineux dont l'épaisseur atteint de nos jours 10 cm. - sans parler des couches de base bitumineuses qui sont répandues dans de nombreux pays - prennent une place de plus en plus importante dans la structure d'une chaussée ou d'une piste d'envol multicouches et contribuent elles aussi à atténuer les pressions surtout lors du passage des charges roulantes rapides.

Etant donnée l'insuffisance des méthodes de calcul empiriques, de nombreux chercheurs ont tenté d'élaborer une méthode de calcul rationnel, pouvant tenir compte des caractéristiques de chaque couche constituant la chaussée avec des approximations mathématiques de plus en plus rigoureuses. Toutes les théories développées jusqu'à présent admettent au départ l'hypothèse que chaque couche se comporte, quels que soient la vitesse d'application des sollicitations et les facteurs climatiques, conformément aux lois de la théorie de l'élasticité.

Or, on sait que le comportement des matériaux enrobés est fondamentalement différent de celui des matériaux élastiques. Les enrobés bitumineux, matériaux composites doués de susceptibilité thermique et de "mémoire" entrent dans la catégorie des corps dits viscoélastiques. Leurs caractéristiques mécaniques dépendent considérablement de la température et de la vitesse d'application des sollicitations.

On a donc eu recours récemment, tant en France qu'à l'étranger, aux méthodes expérimentales de la viscoélasticité linéaire pour étudier le comportement des enrobés dans le domaine linéaire suivant différentes conditions de température et de vitesse. Ces méthodes se sont avérées utiles pour déterminer certaines caractéristiques des enrobés (fluage, fatigue, module complexe) pour de très faibles déformations.

Néanmoins, dans l'application au dimensionnement des chaussées il faut se rappeler que l'hypothèse de linéarité n'est qu'une approximation car le calcul et les résultats expérimentaux (3) indiquent que les déformations maximales sont souvent nettement supérieures à la limite linéaire dans les enrobés de chaussées lors du passage d'une charge lourde. Il est évident que les phénomènes réels sont plus complexes dans le domaine des grandes déformations.

Des relations contraintes-déformation des matériaux enrobés, en particulier la résistance à la fatigue dans le domaine de faibles déformations une fois connues, il convient ensuite d'étudier leurs caractéristiques de rupture de façon à pouvoir déterminer des grandeurs critiques (contraintes ou déformations) qui ne doivent pas être dépassées dans les couches bitumineuses de chaussée lors du passage des charges les plus lourdes. Ces caractéristiques de rupture sont donc, de ce point de vue, un élément essentiel pour le dimensionnement des chaussées.

En effet, en ce qui concerne les couches supérieures bitumineuses,

on prévoit deux possibilités de rupture. Celle-ci est entraînée :

- soit par l'application des charges un nombre de fois suffisamment grand, c'est-à-dire par la "fatigue" du matériau attribuée à l'accumulation de la partie irréversible de la déformation résultante,
- soit par l'effet d'une traction excessive à la partie inférieure de la couche de surface.

Ce dernier mode de rupture peut survenir d'ailleurs même au premier passage d'un véhicule (par exemple lors du dégel). Cette contrainte de traction est l'un des deux critères admis dans la plupart des méthodes de calcul existantes (l'autre étant la pression sur le sol).

Cependant les spécifications en vigueur ne prévoient aucun essai susceptible de renseigner d'une façon précise sur la résistance et la déformabilité en traction du mélange étudié au Laboratoire.

Nous nous proposons dans le présent travail d'étudier la résistance et la déformabilité d'un béton bitumineux en traction aux différentes températures par des essais de traction directe à vitesses de déformation constantes. Le mode opératoire que nous avons conçu permet, tout au long de l'essai jusqu'à la rupture d'enregistrer la force appliquée et la déformation résultante et d'établir, à partir de ces enregistrements, les courbes effort-déformation-temps.

Nous nous proposons également d'effectuer des essais brésiliens (compression diamétrale) parallèlement aux essais de traction directe afin d'éclaircir une controverse en mettant en évidence la signification réelle des essais brésiliens pour le béton bitumineux en tant qu'essai de traction.

Les résultats des essais de traction directe combinés avec ceux des essais de compression simple que nous effectuerons dans les mêmes conditions

donnent accès au calcul des caractéristiques intrinsèques à la rupture du matériau telles que la cohésion et l'angle de frottement interne.

Une méthode indirecte permet de calculer le module de relaxation à partir des mêmes résultats expérimentaux.

Il apparait donc que la réalisation simultanée des essais de traction directe et de compression simple (essai Duriez avec mesure des déformations) sur les enrobés peut servir efficacement à deux fins :

- Fournir des valeurs numériques au calcul de dimensionnement (limite admissible des contraintes ou des déformations, module de relaxation)
- Compléter l'étude d'une formule d'enrobé en Laboratoire en permettant de comparer entre elles diverses formules ou variantes d'une même formule.

CHAPITRE I

GÉNÉRALITÉS

Il est possible de caractériser, avec une très bonne approximation, la plupart des matériaux de construction usuels par certains coefficients (module de Young, coefficient de Poisson) qui sont des constantes, c'est-à-dire indépendants du temps d'application des sollicitations et de la température ambiante.

Quant aux enrobés bitumineux, ces matériaux composites, doués de "mémoire" et de susceptibilité thermique, par leur réponse à une sollicitation quelconque qui varie en fonction du temps d'application de cette sollicitation, entrent dans la catégorie générale des corps dits viscoélastiques.

Il devient alors difficile de déterminer leurs caractéristiques mécaniques intrinsèques et de prévoir leur comportement dans différentes conditions d'utilisation. En pratique, on fait souvent appel aux méthodes d'appréciation empiriques.

Il existe, néanmoins, un certain nombre de méthodes, plus ou moins étroitement liées à la théorie que l'on utilise pour caractériser les enrobés bitumineux. Nous les résumerons dans les paragraphes suivants, tout en rappelant les concepts rhéologiques de la viscoélasticité linéaire:

- a) Les expressions généralisées (fonctions caractéristiques) qui se déterminent à partir des essais de fluage et de relaxation, des essais à vitesse de déformation constante (complaisance de fluage et module de relaxation), et des essais dynamiques (module complexe).
- b) Les expressions mathématiques tirées des résultats expérimen-

taux à l'aide des modèles mécaniques qui se composent des combinaisons d'éléments tels que des ressorts élastiques, des amortisseurs visqueux, etc...

- c) L'expression de rigidité de flexion à partir des essais de flexion.
- d) Le module de rigidité proposé par Van der Poel et récemment modifié par Heukelom et Klomp, qui se détermine à partir de la valeur de pénétration et du point de ramolissement du bitume dans l'enrobé.

I — FONCTIONS CARACTÉRISTIQUES

A. FONCTION FLUAGE.

Dans un essai de fluage, la contrainte sur un corps, nulle depuis longtemps est portée brusquement à une valeur constante σ_0 . On suit la variation de la déformation ε en fonction du temps (Fig.I). La fonction fluage s'écrit:

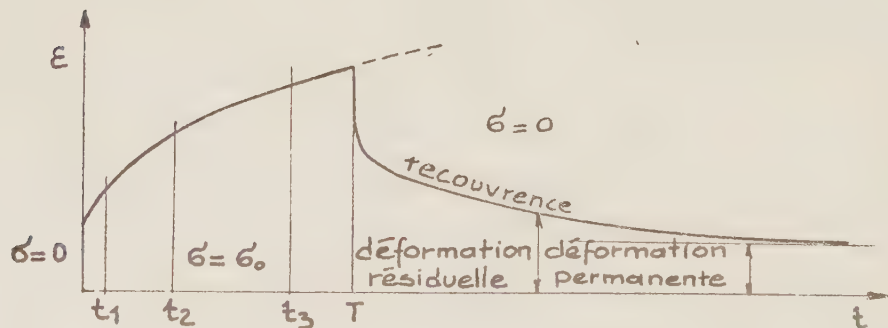


Fig.I Fonction fluage

$$f(\sigma_0, t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} \dots\dots\dots \text{I.1}$$

où

$f(\sigma_0, t)$ = fonction fluage

σ_0 = contrainte constante appliquée à l'instant $t=0$

$\varepsilon(t)$ = déformation résultante en fonction du temps.

Certains chercheurs, cependant, déterminent à partir des essais un module de fluage, qui se définit (4) * par la relation suivante:

$$E_f(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t)} \dots\dots\dots \text{I.2}$$

où

$E_f(t)$ = module de fluage (kg/cm²) en fonction du temps.

B. FONCTION RELAXATION.

Dans l'essai de relaxation, contrairement aux essais de fluage, la déformation qui est nulle depuis très longtemps est portée brusquement à une valeur constante ε_0 (Fig.2).

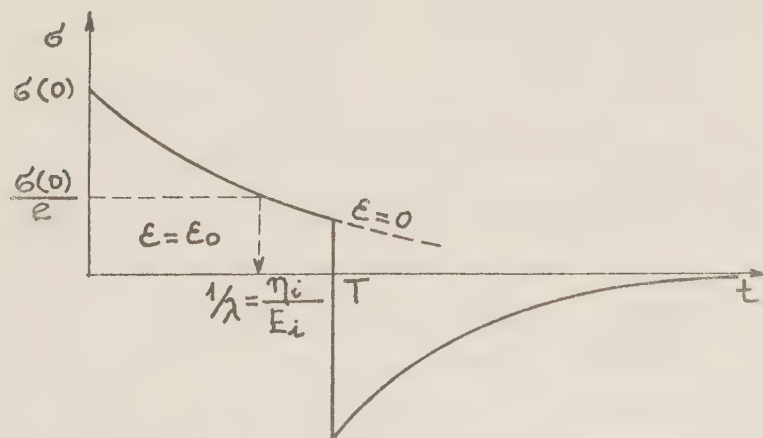


Fig.2 Fonction relaxation

* Les chiffres entre parenthèses renvoient aux références bibliographiques.

On suit, alors, la variation de la contrainte σ en fonction du temps et l'on détermine la fonction relaxation comme suit:

$$E_r(\epsilon_0, t) = \frac{\sigma(t)}{\epsilon_0} \dots\dots\dots I.3$$

où

$E_r(\epsilon_0, t)$ = fonction relaxation

ϵ_0 = déformation constante appliquée à l'instant $t=0$

$\sigma(t)$ = contrainte résultante en fonction du temps.

Après un certain temps T , on ramène la déformation brusquement à zéro et l'on continue à suivre la variation de la contrainte avec le temps.

Il importe de noter qu'il est très difficile, en pratique, de ramener la déformation à zéro pendant l'essai et c'est la contrainte qui est effectivement amenée à zéro à l'instant T , ce qui fausse les résultats.

C. ESSAIS A VITESSE DE DEFORMATION CONSTANTE.

Dans ces essais, il s'agit de soumettre les éprouvettes à des déformations dont la vitesse est constante et de suivre la variation de la ~~constante~~ contrainte en fonction du temps. Cette méthode peut s'appliquer en traction, en compression, en compression diamétrale (essai brésilien) et en cisaillement. Ces essais constituent le sujet essentiel de ce travail et seront donc traités dans d'autres chapitres.

La difficulté rencontrée dans les essais de relaxation directe a amené les chercheurs à élaborer des méthodes indirectes pour déterminer le module de relaxation. La fonction relaxation, que l'on peut également appeler module de relaxation, peut se déterminer par une méthode d'approximation à partir des essais à vitesse de déformation constante (II,4). Ce module s'exprime par la relation suivante:

$$E_r(t) = \frac{d\sigma}{d\epsilon} \dots\dots\dots I.4$$

où

$E_r(t)$ = module relaxation (bars)

$\frac{d\sigma}{d\varepsilon}$ = pente de la courbe effort-déformation
pour une vitesse de déformation donnée.

Dans cette équation, on fait l'hypothèse de la viscoélasticité linéaire du matériau. Le béton bitumineux étant non linéaire au-delà d'un seuil de déformation, Davis et ses collaborateurs (II) suggèrent l'application, à l'éq.I.4, d'un facteur de correction déterminé à partir des résultats expérimentaux. Cette méthode que nous avons appliquée à nos résultats sera discutée en détail ultérieurement.

D. MODULE COMPLEXE ET COMPLAISANCE COMPLEXE (essais dynamiques).

a. Module complexe.

Lorsqu'on désire étudier les corps viscoélastiques pour des temps de charge très courts (essais dynamiques), il convient de les solliciter par des contraintes sinusoïdales ayant la forme:

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 e^{i\omega t} \dots\dots\dots \text{I.5}$$

où

$\sigma^*(t)$ = contrainte, nombre complexe fonction du temps

σ_0 = amplitude de la contrainte

$\omega = 2\pi f$ (f étant la fréquence en hertz)

t = temps.

Il en résulte alors une déformation également sinusoïdale et complexe (1, 2, 3, 4, 5):

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)} \dots\dots\dots \text{I.6}$$

Il importe de remarquer que cette déformation est déphasée de l'angle φ par rapport à la contrainte appliquée (Fig.3).

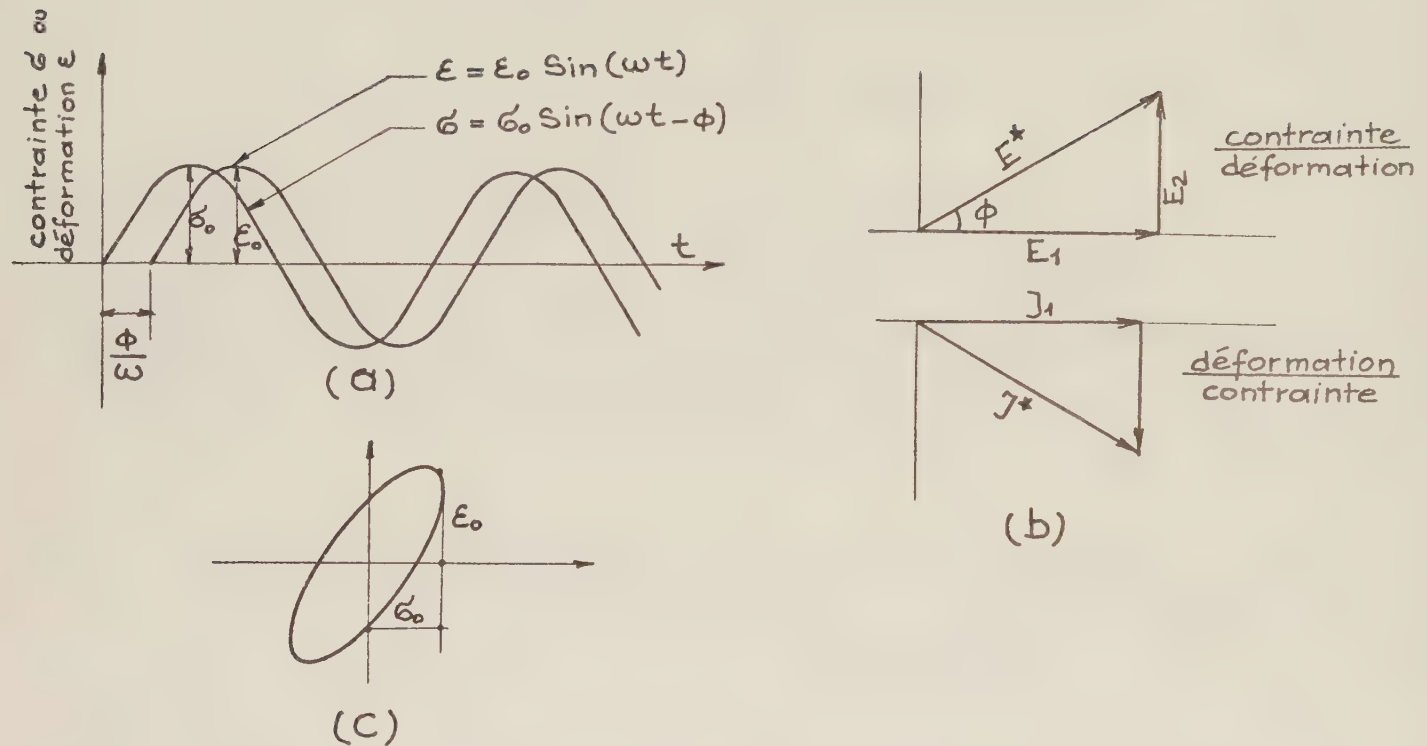


Figure 3. Déphasage de la déformation et de la contrainte

Par analogie avec la définition du module de Young, on définit comme suit un module complexe:

$$E^*(i\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\epsilon^*(t)} = \frac{\sigma_0}{\epsilon_0} e^{i\varphi} \dots\dots\dots \text{I.7}$$

On peut également écrire:

$$E^*(i\omega) = E_1 + i E_2 \dots\dots\dots \text{I.8}$$

Dans ces équations:

$E^*(i\omega)$ = module complexe du corps viscoélastique

E_1 = partie réelle du module, en phase avec la contrainte, représentant la partie de l'énergie emmagasinée dans le corps qui est récupérable

E_2 = partie imaginaire du module représentant l'énergie perdue par frottement interne.

φ = angle de déphasage entre la contrainte et la déformation. La valeur de φ donne une idée de la prédominance élastique ou visqueuse du matériau. Donc pour un matériau élastique φ est nul et son module est un nombre réel (module de Young).

Le frottement interne du matériau se définit par $\tan \varphi = E_2/E_1$. L'angle φ est proportionnel à l'aire du cycle d'hystérésis qui est obtenu sur un oscillographe cathodique en injectant la contrainte sur les plaques horizontales et la déformation sur les plaques verticales (Fig.3).

b. Complaisance complexe.

Il est plus commode d'utiliser parfois l'inverse du module complexe dans certaines transformations entre différentes fonctions caractéristiques. L'inverse du module complexe s'appelle "la complaisance complexe" et s'écrit:

$$j^*(i\omega) = \frac{1}{E^*(i\omega)} = j_1(\omega) + i j_2(\omega) \dots I.9$$

Comme le module complexe, elle peut être décomposée en deux composantes, l'une en phase et l'autre en quadrature avec la contrainte (Fig.3).

E. SPECTRE DE RELAXATION ET DE RETARDATION.

a. Spectre de relaxation.

Considérons maintenant le modèle de Maxwell qui est un groupement en série d'un ressort élastique et d'un amortisseur visqueux (Fig.4a). Ce modèle est un des plus élémentaires et

et simples des modèles analogiques utilisés pour représenter le comportement des corps viscoélastiques. Le temps de relaxation du modèle se définit comme suit :

$$\tau = \frac{\eta}{E} \dots\dots\dots 1.10$$

τ = temps de relaxation du modèle

E = module d'élasticité du ressort

η = viscoélasticité de l'amortisseur.

Autrement dit c'est le temps que met la contrainte (voir Fig.2) pour diminuer ou se relaxer de $\frac{1}{e} = 0,368$ dans le corps lorsque celui-ci est soumis à une déformation constante ϵ_0 (essai de relaxation). $\tau = \frac{\eta}{E}$ est la valeur numérique de ce temps. Si η est en poises et E en dynes/cm², τ est en secondes.

Si le modèle se compose d'un certain nombre i de modèles de Maxwell groupés en série ou en parallèle, à chaque module E_i est associé un temps de relaxation:

$$\tau_i = \frac{\eta_i}{E_i}$$

On appelle, alors, $H(\tau)d\tau$ l'ensemble des modules dont les temps de relaxation sont compris entre τ et $\tau + d\tau$. On appelle spectre de relaxation la courbe $H(\tau)$ en fonction de τ établie, en pratique, en coordonnées logarithmiques.

b. Spectre de retardation.

Si nous considérons un modèle de Voigt constitué d'un ressort et d'un amortisseur groupés en parallèle (Fig.4a) ces deux éléments ayant la même signification que ceux du modèle de Maxwell, on peut toujours définir un rapport $\tau = \frac{E}{\eta}$ qui, dans ce cas, s'appelle le temps de retardation. C'est la mesure du temps au bout duquel l'écart entre la déformation et sa va-

leur définitive ϵ_0 est divisé par le nombre e (essai de fluage).

Lorsque le modèle se compose d'un certain nombre de modèles de Voigt groupés soit en série, soit en parallèle, à chaque complaisance (l'inverse du module) est associé un temps de retardation τ . Or, on peut définir une distribution continue des complaisances $L(\tau)d\tau$ qui est l'ensemble des complaisances dont les temps de retardation sont compris entre τ et $\tau+d\tau$. Le spectre de retardation est la variation de $L(\tau)$ en fonction de τ .

F. PRINCIPE DE SUPERPOSITION DE BOLTZMAN ET RELATIONS ENTRE DIFFERENTES FONCTIONS CARACTERISTIQUES.

a.Principe de superposition de Boltzman:

Outre l'homogénéité et l'isotropie, l'hypothèse fondamentale de la viscoélasticité linéaire est le principe de superposition de Boltzman qui peut s'exprimer d'une façon simple: si, pour la cause mesurable C_1 , on a l'effet e_1 , également mesurable et pour la cause C_2 de même nature on a l'effet e_2 , le principe de superposition postule que les causes $(C_1 + C_2)$ produisent l'effet $(e_1 + e_2)$ le corps est dit Boltzmanien ou à comportement linéaire.

L'application de ce principe aux matériaux viscoélastiques se résume de la manière suivante:

- 1) La déformation totale d'un matériau viscoélastique au temps t est composée d'une déformation instantanée proportionnelle à la contrainte appliquée au temps t et d'une déformation retardée qui dépend de l'histoire (mémoire) du chargement du corps en question.
- 2) La déformation totale d'un matériau soumis à plusieurs contraintes est la somme de déformations résultantes

du corps soumis à chacune des contraintes prise séparément.

Autrement dit, tout ceci indique que le comportement est linéaire mais que les relations entre contrainte et déformation peuvent dépendre du temps en l'absence même de toute inertie(3).

Tous les calculs théoriques de la viscoélasticité linéaire dépendent de ce principe de superposition. Mais il importe, bien entendu, de préciser ici que les enrobés bitumineux ne sont linéaires que dans le domaine de très petites déformations, à savoir pour les déformations inférieures à 0,1 pour cent sinon moins(4). Or, les calculs faits avec les hypothèses élastiques et les mesures effectuées sur des chaussées à l'aide de jauges de déformation notamment par la Société Shell indiquent qu'en réalité on dépasse cette limite facilement sous les charges d'essieux que supporte la chaussée (3). Si l'on veut utiliser ces calculs, satisfaisants sur le plan théorique de la recherche, pour les bétons bitumineux dans leur domaine normal d'utilisation (vitesse de véhicule, température ambiante, etc...), le principe de superposition devient une hypothèse au même titre que celle de l'élasticité.

b. Relations entre différentes fonctions caractéristiques.

Les fonctions caractéristiques décrites dans les paragraphes précédents ne sont pas indépendantes mais liées entre elles par des relations exactes et plus ou moins compliquées. Il est possible, donc, de déterminer toutes les fonctions caractéristiques en connaissant l'une quelconque d'entre elles.

Ces relations théoriques supposent que l'expression analytique de la fonction étudiée soit connue. En général, ce

n'est pas le cas parce que la fonction considérée (module, fonction fluage ou relaxation) est constituée par une suite de points expérimentalement déterminés qui se prêtent mal à une expression simple dans tous les domaines étudiés. D'ailleurs, même si cette expression est connue, les transformations nécessaires sont difficiles et longues à effectuer.

En pratique, on utilise des méthodes d'approximations qui n'exigent pas la connaissance de l'expression analytique de la fonction en question. Il suffit d'effectuer différentes opérations (intégrale, différenciation) graphiquement sur les courbes représentant le phénomène de l'essai (5,2).

II - MODELES RHEOLOGIQUES

Les ingénieurs qui s'occupent de la rhéologie ont l'habitude de représenter le comportement rhéologique de la matière par un assemblage plus ou moins compliqué d'éléments mécaniques simples tels que le ressort sans masse qui symbolise l'élasticité ($E = \frac{\sigma}{\epsilon}$) et l'amortisseur sans frottement solide qui représente la viscosité ($\sigma = \eta \dot{\epsilon}$).

Des ressorts et des amortisseurs sont groupés en série ou en parallèle pour obtenir un modèle plus compliqué dont le comportement se rapproche davantage de celui du matériau étudié.

Si le groupement est en série la force totale est supportée par tous les éléments, mais la déformation totale est la somme de déformation de chacun des groupes.

Dans le cas de groupement en parallèle, tous les éléments subissent la même déformation, tandis que la force totale est la somme des forces supportées

par chacun des éléments.

Le ressort et l'amortisseur sont deux éléments linéaires; en les groupant en série ou en parallèle, on obtient un ensemble qui est encore linéaire (1). Par conséquent un grand nombre de modèles peuvent être employés pour décrire le comportement des enrobés bitumineux (dans l'hypothèse de linéarité) dont les principaux sont représentés sur la Figure 4.

La représentation la plus simple du comportement rhéologique peut se faire à l'aide de deux modèles à deux éléments (Fig.4a) qui sont d'ailleurs respectivement les modèles bien connus de Maxwell et de Voigt. Cependant ni l'un ni l'autre n'est susceptible de décrire le comportement des enrobés dans une mesure d'approximation satisfaisante.

Quant aux modèles à trois éléments, celui de la Figure 4b fut employé par Secor et Monismith (4,7) en vue de représenter le comportement du béton bitumineux. Ils ont constaté que les résultats mesurés expérimentalement et prévus par ce modèle s'accordaient assez bien dans la période de chargement dans les essais de fluage et de relaxation, les essais à vitesse de déformation constante, et les essais triaxiaux en compression, tandis que la recouvrance en fluage prévue par le modèle était tout à fait insuffisante. Par conséquent ce modèle, bien qu'il ait l'avantage d'être mathématiquement simple, doit, tout de même, être considéré insuffisant.

Ces mêmes auteurs ont fait une autre tentative de représentation du comportement du béton bitumineux en utilisant une équation tirée d'un modèle à quatre éléments (Fig.4c)

Cette équation différentielle qui régit les caractéristiques contraintes-déformation-temps de l'enrobé s'écrit:

$$\left[\frac{d^2}{dt^2} + \left(\frac{E_1}{\eta_1} + \frac{E_1 + E_2}{\eta_2} \right) \frac{d}{dt} + \frac{E_1 E_2}{\eta_1 \eta_2} \right] \sigma(t) = \left[(E_1 + E_2) \frac{d^2}{dt^2} + \frac{E_1 E_2}{\eta_1} \frac{d}{dt} \right] \epsilon(t) \quad \text{..I..II}$$

Les valeurs des E et des η ont été choisies suivant les résultats

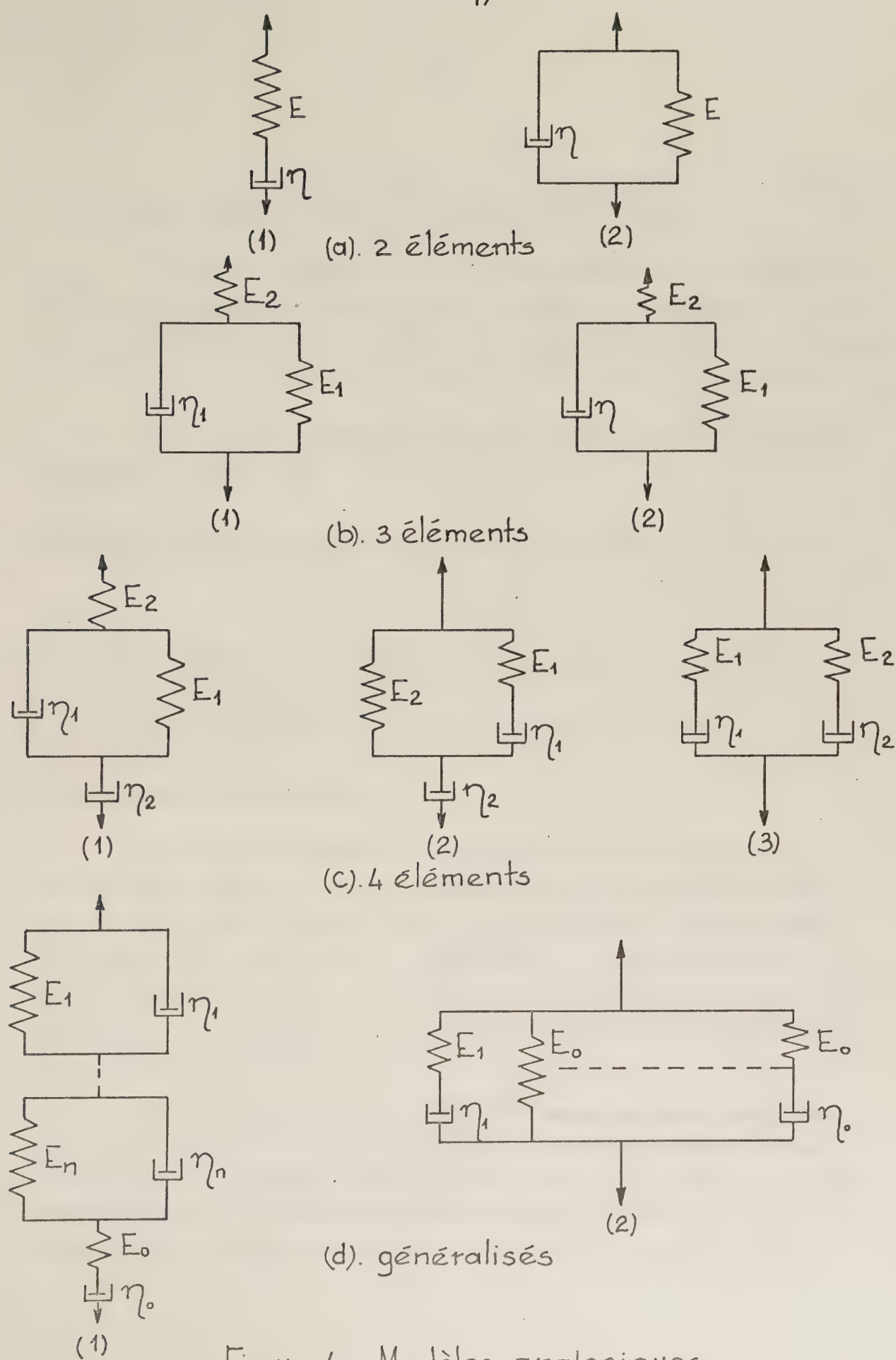


Figure 4. Modèles analogiques

expérimentaux obtenus à partir des essais énumérés ci-dessus.

Les résultats mesurés et calculés théoriquement sont concordants pour la période de chargement dans les essais de fluage, de relaxation et les essais à vitesse constante, mais le comportement du modèle ne donne pas une bonne approximation pour la recouvrance en fluage ni pour les essais à charge répétée.

Pour l'essai de relaxation où $\varepsilon_1(t) = \varepsilon_0$ (constante) la solution de l'équation I.II est (4,8):

$$\sigma_1(t) = \frac{\varepsilon_0}{R_1 - R_2} (C_3 R_2 - C_4) \exp(-R_2 t) + (C_4 - C_3 R_1) \exp(-R_1 t) \quad \dots \text{I.I2}$$

où

$$C_1 = \frac{E_1}{\eta_1} + \frac{E_1 + E_2}{\eta_2} \quad ; \quad C_2 = \frac{E_1 E_2}{\eta_1 \eta_2} \quad ; \quad C_3 = E_1 + E_2 \quad ; \quad C_4 = \frac{E_1 E_2}{\eta_1}$$

$$R_1 = \frac{C_1}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{C_1^2 - 4 C_2} \quad ; \quad R_2 = \frac{C_1}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{C_1^2 - 4 C_2}$$

et "Exp" signifie exponentielle.

Le module de relaxation $E_r(t)$ s'obtient en divisant $\sigma_1(t)$ par ε_0 . La courbe de ce module s'accorde raisonnablement avec les résultats prédits par ce modèle à quatre éléments, mais ceci sur une gamme de temps de charge très limitée. En outre, bien que ce modèle (avec cette forme là) permette de prévoir presque toutes les caractéristiques du béton bitumineux, il ne convient pas dans le cas du fluage et du comportement de dalles de béton bitumineux sur une fondation élastique(4).

Il faut donc accroître le nombre d'éléments qui constituent le modèle pour obtenir une meilleure approximation. Le nombre d'éléments dépend évidemment de l'approximation désirée entre le comportement réel et celui prévu mathématiquement. On arrive ainsi aux modèles généralisés (Fig.4d). Bien entendu comme on peut le déduire de l'exemple que l'on vient de donner, au fur et à

mesure que l'on ajoute de nouveaux éléments au modèle, l'équation différentielle reliant la contrainte et la déformation devient mathématiquement de plus en plus compliquée.

Papazian(4) a indiqué qu'une bonne approximation peut être obtenue en utilisant cinq modèles de Voigt groupés en série avec un ressort et un amortisseur ajoutés également en série pour définir l'élasticité retardée.

Pour plus de précisions sur les modèles on peut consulter plusieurs références (1, 4, 5) dont la thèse de Monsieur Huet qui, lui-même, a construit un modèle (26).

Enfin on se contentera de noter, sans les discuter, qu'il existe également des analogies électriques (résistances, capacités) qui sont parfois plus commodes, surtout dans le cas où le modèle est à construire effectivement.

Bien que les modèles analogiques soient très utiles pour mieux comprendre le comportement du matériau, surtout pour séparer nettement la part de la déformation qui revient respectivement à l'élasticité instantanée, à l'élasticité retardée, à l'écoulement visqueux, on peut dire qu'ils ne fournissent des idées que sur le comportement macroscopique du matériau. Ils ne donnent aucun éclaircissement sur l'aspect moléculaire du phénomène viscoélastique, c'est-à-dire sur le mécanisme interne des déformations du corps réel.

III — CONCEPT DE RIGIDITÉ DE FLEXION

Secor et Monismith (19) ont élaboré un module de rigidité de flexion dépendant du temps qui se détermine à partir des essais de flexion sur une poutre

Il a pu, par la suite, montrer que ce module pouvait être déterminé avec une approximation suffisante d'après le point de ramolissement (bille et anneau) et la pénétration du bitume dans l'enrobé (10). Il a construit un abaque à cet effet.

Heukelom et Klomp, en reprenant l'étude de Van der Poel, ont suggéré l'expression suivante:

$$\frac{S \text{ enrobé}}{S \text{ bitume}} = \left(1 + \frac{2,5}{\eta} \cdot \frac{C_v}{1-C_v} \right)^{\eta} \dots\dots\dots 1,14$$

dans laquelle:

$S \text{ enrobé}$ = module de rigidité de l'enrobé

$S \text{ bitume}$ = module de rigidité du bitume déterminé par
l'abaque de Van der Poel légèrement modifié

$$C_v = \text{concentration en volume de l'agregat} = \frac{\text{volume granulat}}{\text{volume enrobé}}$$

$$= \frac{\text{Poids spécifique enrobé} \times (100 - \% \text{ vide}) \times 100}{(\% 100 + \% \text{ bitume}) \times \text{Poids spécifique granulat}}$$

$$\eta = 0,83 \log \left(\frac{4 \cdot 10^5}{S \text{ bitume}} \right)$$

L'introduction de C_v rend plus réaliste cette expression car C_v est un facteur qui tient compte à la fois de la nature du granulat (poids spécifique) du pourcentage du bitume et de la compacité de l'enrobé. Aussi faut-il souligner l'aspect fortement empirique de ces expressions.

Après avoir rappelé brièvement ces différentes méthodes pour représenter le comportement des enrobés nous abordons dans les chapitres suivants l'étude de la détermination de la résistance à la traction et à la compression d'une formule d'enrobé donnée par des essais à vitesse de déformation constante.

soumis à un moment de flexion constant. L'expression du module est la suivante:

$$S_r(t) = \frac{1}{I} \frac{M}{\frac{1}{R(t)}} \dots\dots\dots I.I2$$

où

$S_r(t)$ = rigidité de flexion (bars), fonction du temps

$R(t)$ = rayon de courbure de la poutre = $\frac{h}{\epsilon_t + \epsilon_c}$

$\epsilon_t + \epsilon_c$ = déformation maximale des fibres en traction et compression respectivement

h = hauteur de la poutre (section rectangulaire)

M = moment appliqué

I = moment d'inertie de la poutre

Les inconvénients des essais de flexion seront exposés dans le chapitre suivant.

IV - MODULE DE RIGIDITÉ PROPOSÉ PAR VAN DER POEL

Van der Poel a défini, à partir du principe de superposition temps-température * dont on discutera ultérieurement, un module pour représenter le comportement d'un enrobé :

$$S(t,T) = \frac{\sigma}{\epsilon} \dots\dots\dots I.I3$$

où

$S(t,T)$ = module de rigidité, fonction du temps et de la température

σ, ϵ = contrainte et déformation axiale, respectivement

* à ne pas confondre avec le principe de superposition de Boltzman

CHAPITRE II

MISE AU POINT DES ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION A VITESSE DE DÉFORMATION CONSTANTE

Parmi les méthodes exposées dans le chapitre précédent, l'étude de la résistance et de la déformabilité des enrobés par des essais à vitesse de déformation constante paraît particulièrement intéressante pour l'ingénieur routier:

- La résistance à la traction d'un enrobé est une caractéristique essentielle dont la connaissance renseigne d'une façon complète sur ses propriétés mécaniques.

- Lors du passage d'un véhicule d'importantes contraintes de traction se développent à la base de la couche de surface, sauf si la couche de base est très rigide. Tout dépassement de la limite admissible de ces contraintes provoque la fissuration qui entraîne la dégradation de cette couche. Le même problème se pose lorsque la couche de base est en enrobé.

- Les contraintes provoquées au sein de la couche de surface par des changements brusques de température sont des contraintes de traction plus ou moins "pure".

- La connaissance combinée des résistances à la traction et à la compression donne accès aux calculs des caractéristiques intrinsèques telles que la cohésion et l'angle de frottement interne, et rend possible la détermination du module de relaxation par une méthode indirecte.

Avant d'entreprendre l'étude détaillée de ces différents points, nous pensons préférable d'exposer la méthode expérimentale mise au point pour réaliser des essais à vitesse de déformation constante en traction axiale, en

compression simple et en compression diamétrale (essai brésilien).

Mais il conviendrait peut-être d'examiner d'abord le cas des essais de traction indirecte auxquels on a souvent recours en pratique.

I — ESSAIS DE TRACTION INDIRECTE

Dans le passé, les chercheurs se sont efforcés d'étudier la résistance des enrobés en traction en fixant les éprouvettes par un système à mâchoire, car il n'existait pas une colle assez puissante permettant leur collage direct au mécanisme de traction. Du fait qu'il se développait une concentration de contraintes due aux mâchoires, la rupture se produisait systématiquement aux extrémités, ce qui faussait les résultats. D'où les efforts pour élaborer des essais indirects ne nécessitant pas l'utilisation d'un système de fixation de l'éprouvette.

Dans les essais indirects, l'éprouvette n'est pas soumise à une charge axiale. La résistance est calculée à partir de la théorie de l'élasticité. L'essai de flexion et l'essai de compréhension diamétrale sont les deux essais indirects le plus souvent employés.

A. ESSAIS DE FLEXION.

L'essai de flexion consiste à fléchir en son centre une éprouvette d'enrobé bitumineux parallélépipédique appuyée à ses extrémités jusqu'à la rupture (Fig.5a).

La force et la déformation étant enregistrées tout au long de l'essai, la contrainte de traction à la rupture dans

la fibre la plus tendue de l'éprouvette est donnée par la relation;

$$\sigma_r = \frac{1,5}{b} \frac{P l}{h^2} \dots\dots\dots 2.1$$

où

P = force à la rupture

l = distance séparant les appuis

b = largeur de l'éprouvette

h = épaisseur de l'éprouvette

Il est également possible de calculer théoriquement une déformation relative à la rupture en traction. Elle a pour expression:

$$\epsilon_r = \frac{6}{l} \frac{d h}{2} \dots\dots\dots 2.2$$

où d désigne l'amplitude de la flèche à la rupture.

Ce calcul peut se faire aussi pour les autres montages de flexion (Fig. 5b et c) à partir de l'hypothèse d'élasticité.

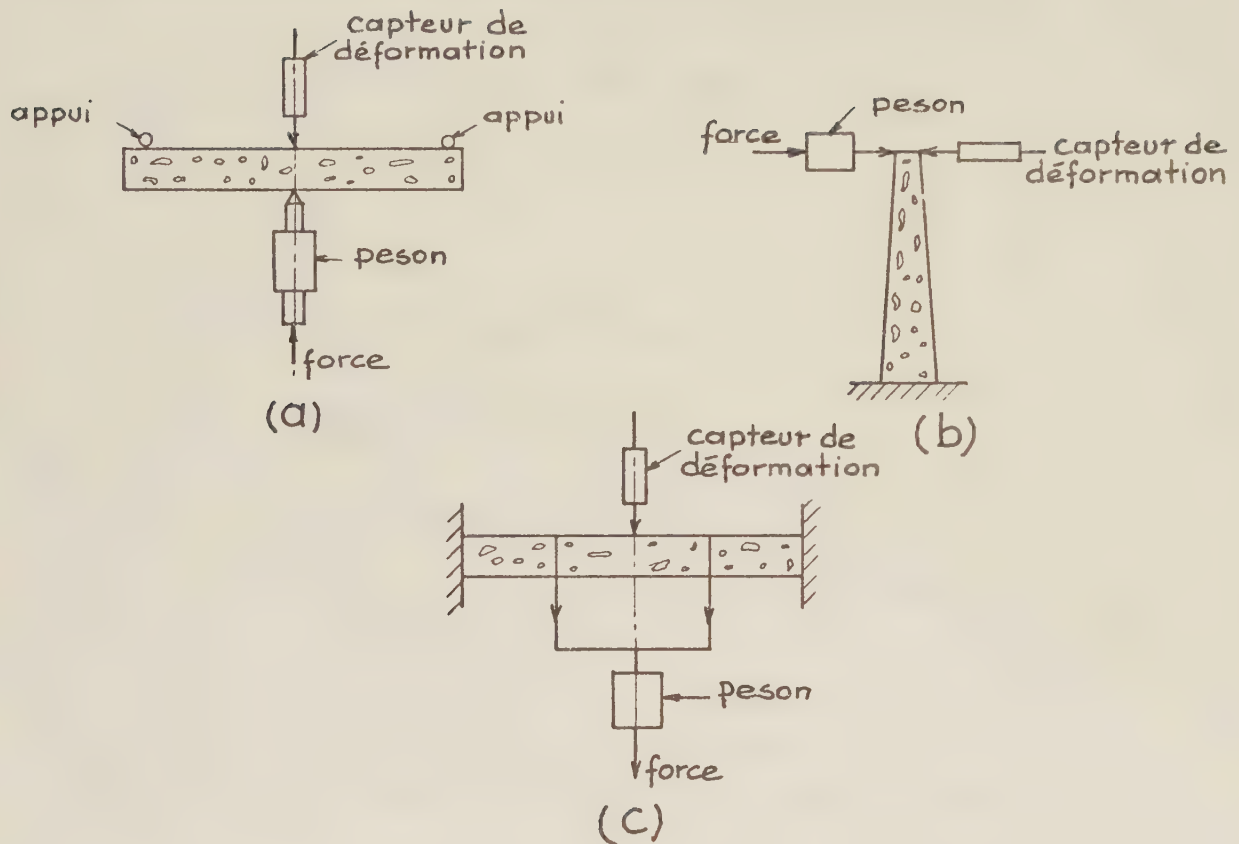


Figure 5. Essais de flexion

Bien que l'essai de flexion soit utile pour certaines études (fatigue, module complexe), il ne conviendrait pas à la détermination de la résistance à la traction des enrobés pour les raisons suivantes:

- les relations permettant la détermination de la résistance à la traction sont basées sur l'hypothèse d'élasticité. L'application de ces relations aux matériaux viscoélastiques entraîne des erreurs plus ou

moins importantes. L'erreur est surtout considérable lorsque la température est élevée ou lorsque la vitesse de déformation est faible.

- Pour des temps de charge relativement longs, le fluage d'une éprouvette horizontale sous son propre poids est inévitable même pour les températures ambiantes. Là encore, l'erreur introduite par le fluage sera d'autant plus grande que la température sera élevée ou la vitesse de déformation sera lente.
- Dans les équations 2.1 et 2.2. on est obligé d'utiliser la charge et la déformation correspondant à la première fissuration ayant lieu dans la fibre la plus tendue mais non pas la valeur maximale de ces paramètres. D'ailleurs, dans une poutre fléchie, ce ne sont pas uniquement les tractions qui sont responsables de la rupture, mais il se développe en même temps des contraintes de compression et de cisaillement qui contribuent à la rupture. Par conséquent, la résistance à la traction déterminée par des essais de flexion est erronée (9).

B. ESSAIS BRÉSILIENS.

Cet essai faisant partie de notre étude sera traité en détail ultérieurement.

II — MISE AU POINT DES ESSAIS DE TRACTION DIRECTE

A. PREPARATION DE L'EPROUVETTE.

Du fait que les essais de traction directe ne font pas, à présent, partie des essais de routine de Laboratoire, une méthode expérimentale a été élaborée. Dans les paragraphes ci-dessous nous nous proposons d'exposer les étapes suivies pour la mise au point de cette méthode.

Pour toute étude de matériaux bitumineux au Laboratoire quelle que soit la méthode adoptée, le tapis d'enrobé est "idéalisé" et "simplifié" sous forme d'éprouvette, les conditions attendues ou estimées dans le domaine d'utilisation étant simulées (température, vitesse de déformation, charge, immersion dans l'eau, etc...). Comme pour tous les autres essais le choix d'une formule d'enrobé et d'une certaine forme d'éprouvette s'imposait.

a. Composition du béton bitumineux utilisé.

Le béton bitumineux est un mélange de gravillons, sable, filler et de liant hydrocarbonné.

La formule du béton employée pour confectionner toutes les éprouvettes de traction, compression et brésiennes est la formule continue grenue dite La Noubleau C. Elle a été choisie parce qu'elle correspond aux idées qui ont cours actuellement en France (21,25) pour la formulation des couches de roulement épaisses de chaussée à trafic rapide et qu'elle fait l'objet d'une vaste étude au L.C.P.C. (fatigue, module complexe, fluage, compactage par vibration, etc...)

Les constituants de la formule La Noubleau C sont les suivants:

42%	Diorite de La Noubleau	6.3/10
19%	Diorite de La Noubleau	4/6,3
16%	Diorite de La Noubleau	2/4
19%	Sable de concassage de La Noubleau	0/2
4%	Filler calcaire	
5,85%	bitume 40/50 Shell Puillac SPS.	

L'analyse granulométrique du matériau est donnée sur la Fig.6.

Le bitume utilisé est du bitume 40/50 Shell Puillac SPS
dont les caractéristiques sont les suivantes:

Pénétrabilité 100G 5sec. à 40°C en 1/10 mm. = 215

35°C " " " " = 137

30°C " " " " = 81

25°C " " " " = 51

20°C " " " " = 31

Pente de la droite de pénétrabilité = 0,042

Indice de pénétrabilité L.C.P.C. * = -0,3

Point de ramollissement (bille et anneau) = 52°C

Point de fragilité (méthode Fraass) = -11°C

Ductilité à 25°C en cm. 200

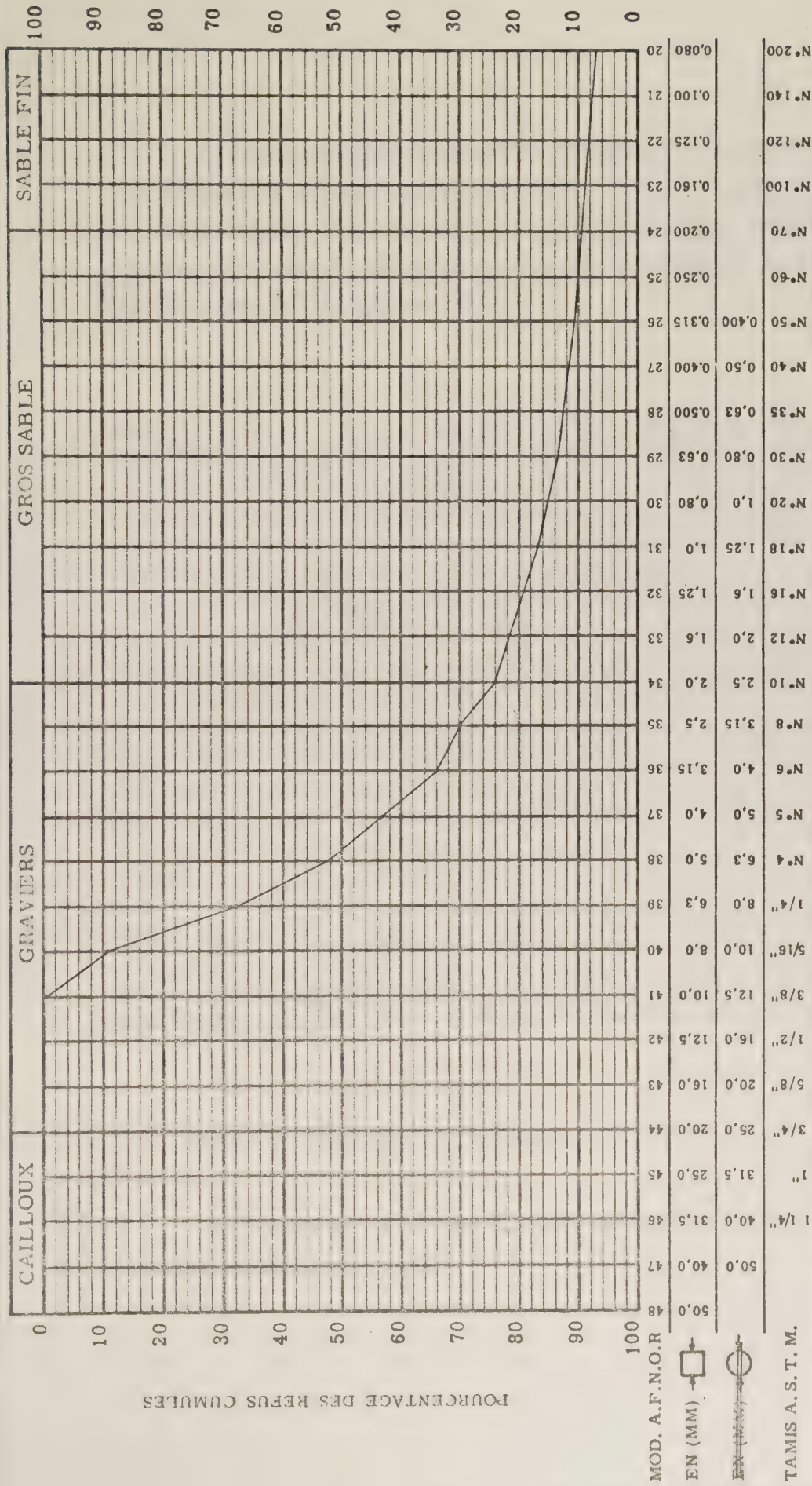
" à 15°C " " 200

* La pente de la droite de pénétrabilité est:

$$A = \frac{\log \text{Pen (T1)} - \log \text{Pen (T2)}}{T1 - T2}$$

L'indice de pénétrabilité IP se détermine par la formule:

$$A = \frac{20 - IP}{100 + IP} \times \frac{1}{50}$$



Equivalent de sable S.20 42% - Diorite de la Noubleau - gravillon 6,3/10
19% - " " " " 4/6,3
16% - " " " " 2/4
19% - " " " " - sable de concassage 0/2
4% - Filler de calcaire

Figure 6. Analyse granulometrique de la formule la Noubleau C

Ce bitume est caractérisé par un indice de pénétrabilité définissant sa susceptibilité thermique, de $-0,3$ et par un point de fragilité de -11°C , ce qui le place dans la gamme normale des bitumes français. Il est très ductile, en particulier sa ductilité ne chute pas à 15°C (Figure 7).

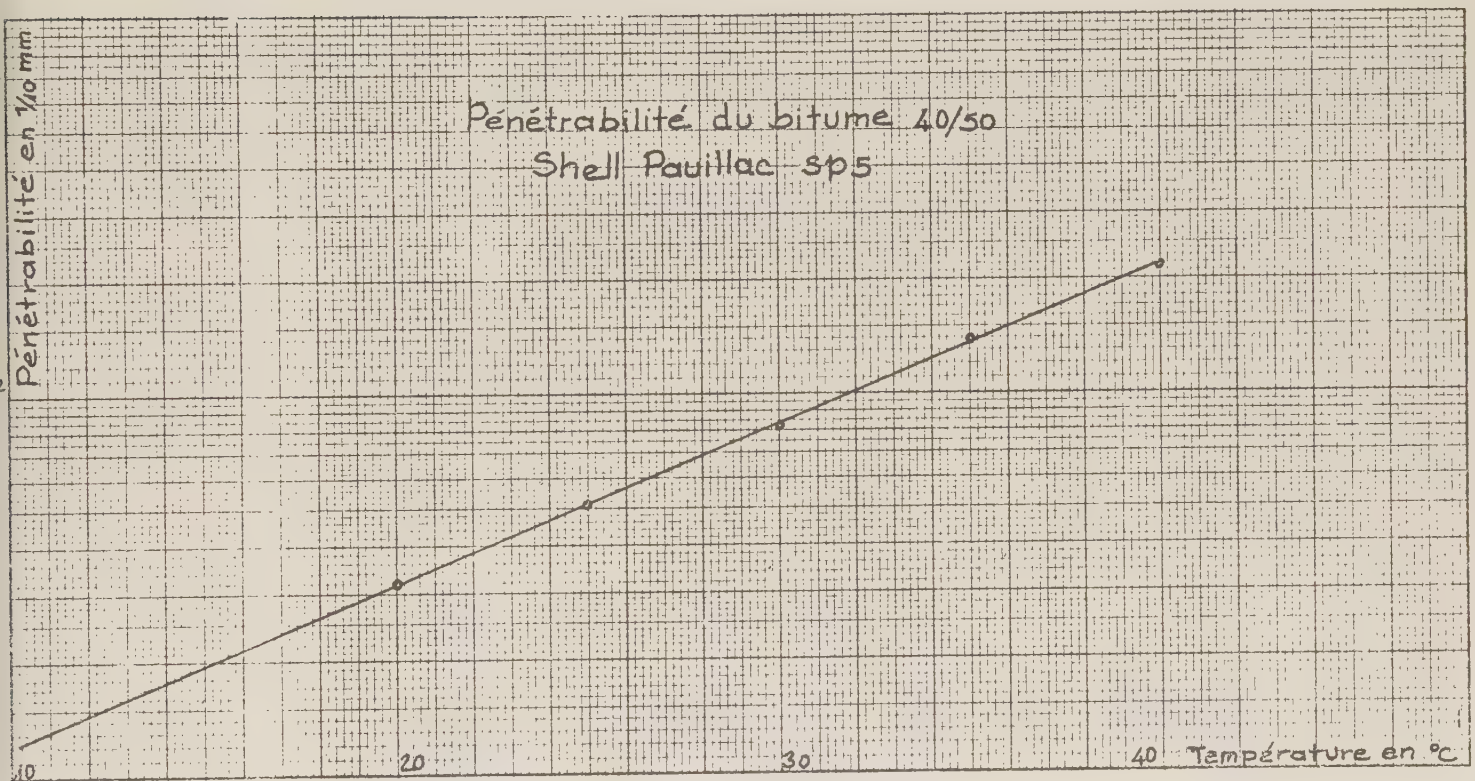


Figure 7. Pénétrabilité du bitume utilisé

La teneur en liant est de $5,85\%$ ce qui correspond à un module de richesse $K = 3.60$.

b. Confection de l'éprouvette.

La confection des éprouvettes se fait suivant le mode opératoire couramment utilisé pour fabriquer les éprouvettes Duriez: les gravillons et le bitume chauffés à 160°C sont malaxés mécaniquement. Les moules cylindriques de diamètre 80 mm contenant le mélange sont placés sur le plateau d'une presse spéciale (multipresse) capable de compacter 6 éprouvettes à la fois. On applique sur le cylindre une pression lentement croissante et d'une façon continue pour atteindre une valeur de 120 bars au bout d'une minute (soit 6 tonnes pour une surface d'application de 50 cm² environ). Cette pression maximale est maintenue sur les éprouvettes pendant 5 minutes. Après démoulage la mesure des dimensions de l'éprouvette est effectuée afin de calculer la densité apparente.

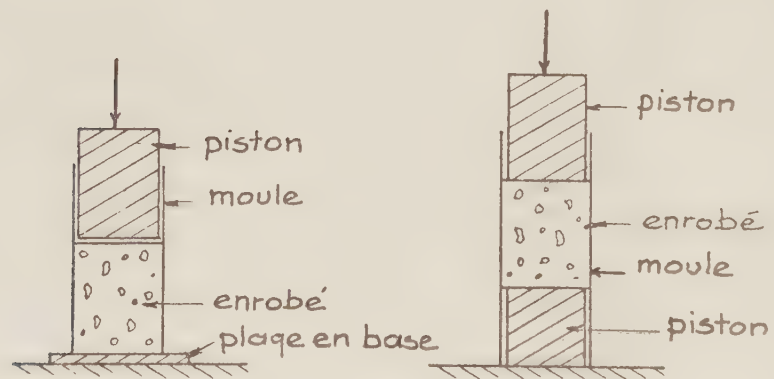


Figure 8. Compaction des éprouvettes Duriez.

- a) Compaction à simple effet b) Compaction à double effet

Toutes les éprouvettes utilisées dans notre étude furent compactées selon le procédé dit double effet, (Fig.8 b) procédé garantissant un meilleur compactage et une meilleure homogénéité que le procédé à simple effet (Fig. 8 a) . La compacité Duriez obtenue est de 91% environ.

c. Densité apparente des éprouvettes.

La masse volumique apparente des éprouvettes confectionnées par ce procédé a été contrôlée constamment afin d'assurer l'homogénéité de fabrication, donc la reproductibilité des résultats.

La masse volumique apparente des éprouvettes de traction ($H = 140 \text{ mm}$, 80 mm) est de 2,295 en moyenne et celle des éprouvettes de compression et brésilienne ($H = 100 \text{ mm}$, 80 mm) est de 2,268. Cette différence résulte du fait que les moules de traction récemment fabriqués, grâce à leur paroi lisse ont permis une compaction plus efficace malgré leur hauteur plus importante. Néanmoins nous pensons pouvoir dire que cette différence de densité ne provoque pas une différence de résistance significative.

d. Choix des dimensions de l'éprouvette.

L'éprouvette de traction doit avoir une certaine forme et surtout un certain élanement pour que les contraintes parasites au sein de l'éprouvette soient minimisées, autrement dit que les contraintes de traction imposées à l'éprouvette au cours de l'essai soient "pures". Cette considération pose le problème de l'élanement (rapport hauteur/diamètre).

Essais d'élanement.

Avant de choisir les dimensions de l'éprouvette il nous a paru nécessaire d'étudier l'influence de la forme de l'éprouvette sur la résistance à la traction.

72 éprouvettes de diamètre 120 mm, 100 mm, 80 mm et 50 mm ont subi l'essai (le procédé sera décrit plus loin) à 18°C et à 2 vitesses de déformation différentes, chaque essai faisant l'objet de 6 répétitions. Ces éprouvettes (formule La Noubleau C) ont été carottées et sciées dans des éprouvettes de dimensions supérieures (Duriez dilaté 120 mm) fabriquées par le Laboratoire d'Autun.

La hauteur des éprouvettes a été maintenue constante (118 mm) afin d'avoir la même vitesse relative de déformation pour toutes les éprouvettes pour chaque vitesse affichée, la presse dont nous disposons ne possédant qu'une gamme discontinue de vitesses. La variation de l'élanement a donc été obtenue uniquement par le changement de diamètre.

Les principales conclusions tirées pour quatre élanements variant entre 0,984 et 2,36 sont les suivantes:

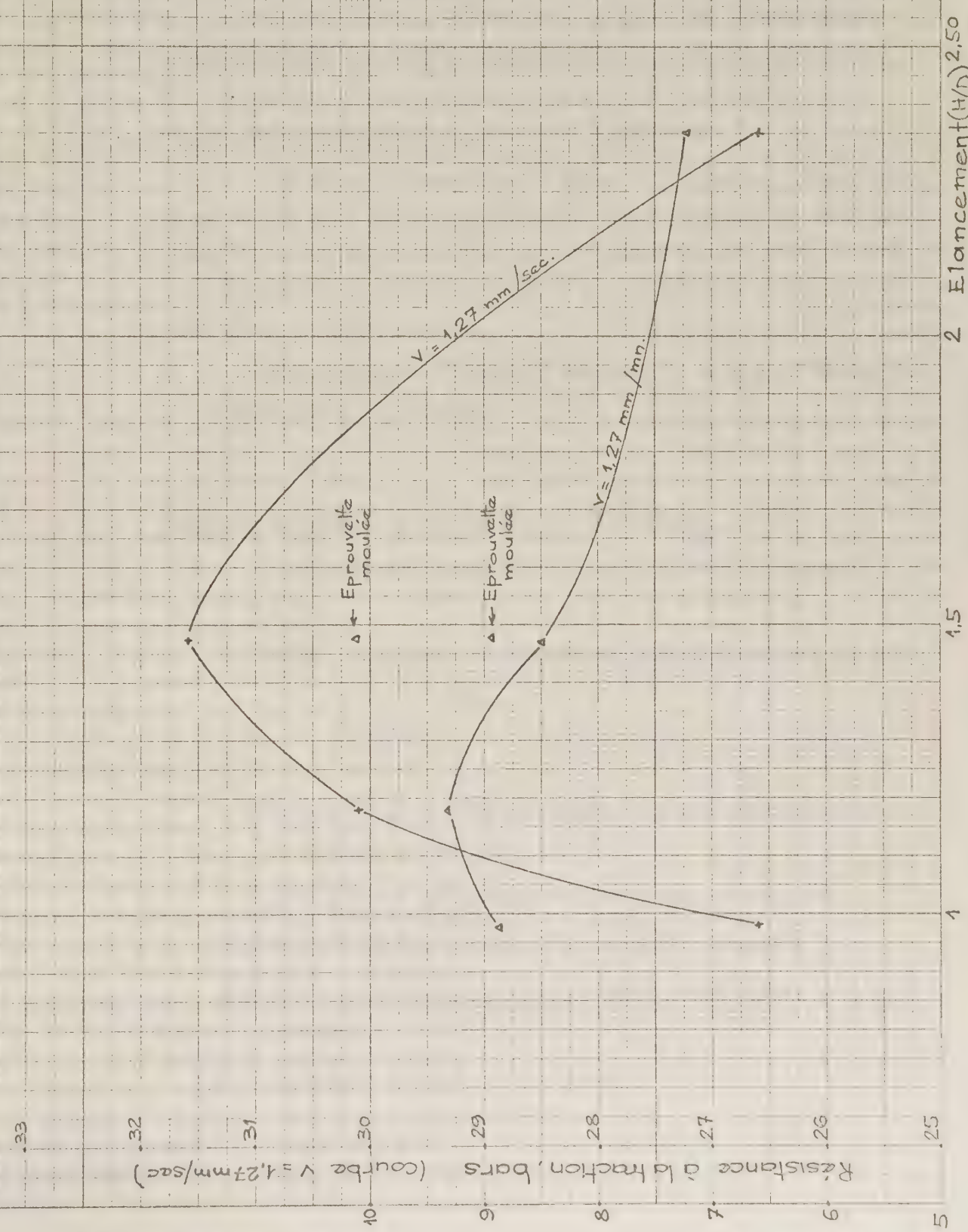
- L'influence de l'élanement sur la résistance à la rupture peut être importante (25% de variation par rapport à la moyenne).
- La résistance à la rupture augmente d'abord avec l'élanement, passe par un maximum et diminue ensuite (Fig.9).
- La diminution de la vitesse de déformation déplace ce maximum vers un élanement plus faible sans modifier le pourcentage de variation.
- Une série d'essais effectués avec des éprouvettes de diamètre 80 mm non carottées (moulées) a montré que le carottage n'entraîne pas une variation significative des résultats.
- La méthode de mesure des déformations n'ayant pas été tout à fait au point pendant ces essais, il

n'a pas été possible de mesurer les déformations avec précision. Tout au plus peut-on dire que les courbes déformation-élancement ont pratiquement la même allure que celles de résistance en fonction de l'élancement.

Il importe de remarquer que la résistance est paradoxalement élevée pour une certaine valeur de l'élancement. Ceci montre l'importance du choix des dimensions de l'éprouvette pour les essais de traction. Ces essais d'élancement effectués sur une seule formule et à 2 vitesses de déformation ne nous permettent pas de généraliser les résultats. Ils ne donnent pas d'explication non plus sur la variation constatée de la résistance en fonction de l'élancement. Néanmoins nous pensons pouvoir attribuer cette variation aux effets de frettage existant au voisinage des casques collés. La colle et l'enrobé n'ayant pas la même rigidité, l'éprouvette est restreinte aux extrémités, ce qui perturbe la répartition des contraintes dans ces zones. L'étendue de ces zones n'est pas connue mais d'après les courbes de résistance en fonction de l'élancement on peut dire qu'un élancement supérieur à 2 est nécessaire pour que les contraintes deviennent parallèles à l'axe de l'éprouvette (contraintes de traction pure) dans la partie où l'on mesure effectivement les déformations.

Il conviendrait peut-être d'approfondir l'étude du problème de l'élancement soit à l'aide des jauges à fil résistant, soit à l'aide des vernis craquelants, soit encore par une méthode de photoélasticité.

Figure 9. Variation de la résistance en fonction de l'éclatement



Essais de vérification de l'homogénéité en fonction de la hauteur.

Les éprouvettes dites Duriez n'ayant pas un élanement suffisant (ϕ 80 mm H=90 mm environ) pour les essais de traction, nous avons cherché la possibilité de fabriquer des éprouvettes un peu plus hautes selon le même mode opératoire.

Une série d'éprouvettes * ayant des hauteurs variant entre 98 mm et 134 mm a été fabriquée selon le mode opératoire déjà décrit. Elles ont été passées au banc de gammadensimétrie du L.C.P.C. pour déterminer la densité apparente aux différents niveaux, suivant l'axe de l'éprouvette.

Nous rappelons ci-dessous le principe de mesure de densité par absorption de rayonnement

Principe de mesure par absorption de rayonnement .

La mesure est basée sur l'absorption d'un rayonnement par la matière.

D'une façon générale l'absorption se fait suivant la loi:

$$C = C_0 e^{-\mu \rho d} \dots\dots\dots 2.3.$$

où

C_0 = intensité du rayonnement incident avant pénétration dans la matière absorbante,

C = intensité du rayonnement transmis sans interaction,

ρ = masse volumique apparente du matériel considéré

μ = coefficient d'absorption qui varie entre autres avec le matériau,

d = épaisseur de matériau traversée.

* Ces éprouvettes avaient comme formule La Noubleau B, une formule moins grenue que La Noubleau C .

Cette loi permet d'obtenir la masse volumique apparente par la relation

$$\rho = \frac{1}{\mu' d} \log \frac{C_0}{C} \dots\dots\dots 2,4$$

par la mesure C_0 et C (μ' et d étant connus).

L'éprouvette est animée d'un mouvement combiné de rotation et de translation verticale, ce qui permet d'obtenir la masse volumique apparente de l'éprouvette aux différents niveaux.

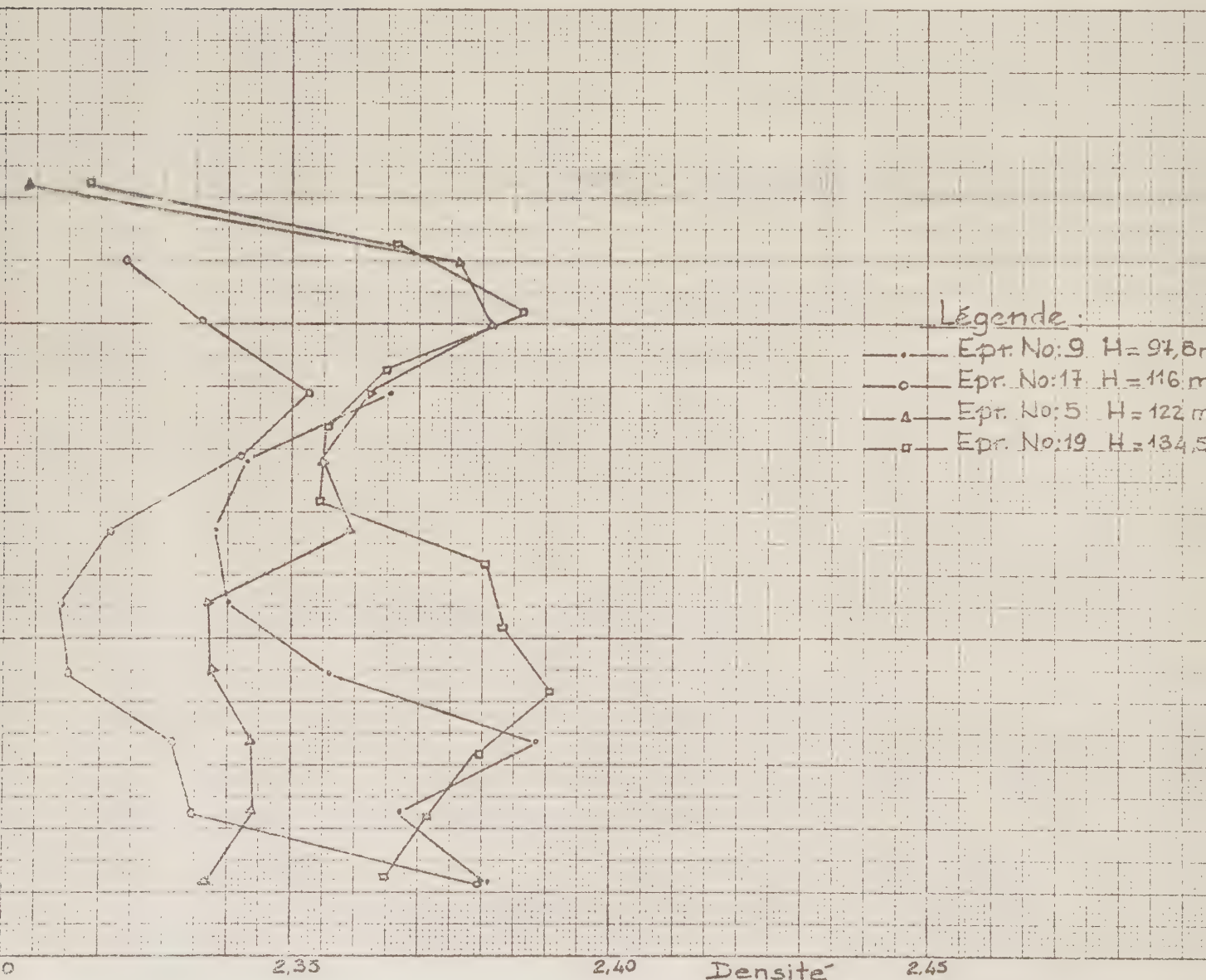


Figure 10. Densité apparente en fonction de la hauteur de l'éprouvette

Les mesures ainsi effectuées ont montré que la répartition axiale de la densité apparente ne change pas de façon significative avec la hauteur de l'éprouvette et que les grandes éprouvettes ne sont pas plus hétérogènes que les petites. La Figure 10 est donnée à titre d'exemple des mesures faites.

L'homogénéité étant indépendante de la hauteur de l'éprouvette (pour la gamme de hauteurs étudiée) la hauteur brute , retenue, 140 mm, a été définie à partir des limites géométriques de la presse.

Diamètre.

Ayant fixé la hauteur à 140 mm, l'élancement supérieur à 2 a été obtenu en ramenant le diamètre initial 80 mm à 50 mm par carottage.

e. Carottage des éprouvettes.

Le carottage s'effectue sur une perceuse mécanique type sensitive aménagée à cet effet. L'éprouvette est fixée rigidement dans un mandrin sur le plateau de la perceuse. Le carottier est muni à sa base d'une couronne ϕ 50 mm imprégnée de diamants. Le refroidissement de l'éprouvette au cours du carottage se fait par eau.

Outre de permettre d'augmenter l'élancement, le carottage offre deux avantages:

- On obtient une surface lisse plus convenable pour fixer les extensomètres comme en témoigne la Photo I.
- On obtient une éprouvette plus homogène en éliminant la partie où l'effet de paroi est le plus prononcé.



Photo I. Une éprouvette de traction moulée, carottée et sciée.

f. Problème de collage.

Dans le passé, comme on l'a déjà indiqué, en ce qui concerne les essais de traction directe la difficulté la plus grande était la fixation de l'éprouvette à l'appareil d'essai. Le système à mâchoire métallique ne donnait pas satisfaction: en effet l'éprouvette se rompait au voisinage des mâchoires à cause des concentrations de contraintes. Cette difficulté rendait presque impossible les essais de traction

directe. D'où la tendance à utiliser des essais indirects comme l'essai de flexion ou l'essai brésilien.

A présent la colles à base de résines de synthèse permettent de coller les éprouvettes aux casques métalliques sans qu'un système de serrage soit nécessaire.

Après une courte étude, la colle époxyde de marque "Araldite" formule AV 123b a été choisie. Elle a été utilisée avec le durcisseur HV 953 B mélangé à poids égal au moment d'emploi:

cette colle offrait les avantages suivants:

- Sa résistance à la traction en couche mince est bien supérieure à celle de l'enrobé
- N'étant pas très rigide, elle permet d'obtenir des joints relativement "souples" qui diminuent les effets de frettage en permettant, dans une certaine mesure, la déformation latérale de l'éprouvette aux extrémités.
- Le durcissement demande une attente de 36 à 48 heures à 20°C.

Les premiers essais de collage des casques métalliques à l'aide d'araldite n'ont pas donné satisfaction car la présence du film de bitume sur la surface contrariait l'adhérence aux cailloux et la rupture avait lieu systématiquement au niveau du film de bitume. Le sciage des extrémités de l'éprouvette était donc impératif.

g. Sciage des extrémités.

Le sciage des extrémités de l'éprouvette se fait par une scie à disque circulaire imprégnée de diamants. L'éprouvette montée rigidement sur le plateau mobile de la scie, refroidie par eau, est sciée sans difficulté, l'attention devant se porter au paralél-

lisme des surfaces (Photo 2).

La hauteur nette après sciage est de 125 mm, ce qui donne avec un diamètre de 50 mm un élanement de 2,5.

Après sciage, le collage s'est avéré tout à fait satisfaisant, la rupture ayant lieu systématiquement dans l'enrobé.

g. Gouttière de collage et de conservation.

L'éprouvette sciée est placée dans une gouttière (demi tube métallique de diamètre 50 mm) pour éviter tout risque de fluage, donc de déformation de l'éprouvette sous son propre poids (Photo 2.).

Une partie des gouttières a été modifiée (Photo 2, à gauche) de façon à permettre de garder l'éprouvette pendant le durcissement de la colle. On évite ainsi le glissement des casques pendant durcissement et l'on corrige un éventuel défaut de parallélisme entre deux casques. Une feuille de papier interposée empêche l'adhérence à la gouttière, celle-ci restant dans une position inclinée pendant la durée de durcissement.

(suit Photo 2 Page 42)



Photo 2. Epreuve collée et gouttières de conservation.

i. Conservation des Epreuves.

Il a été décidé de conserver les épreuves de traction dans les gouttières pendant la même durée que les épreuves Duriez et brésiliennes pour que les essais soient comparables du point de vue du vieillissement. Cette durée est de 8 jours après confection. Les épreuves sont conservées dans une étuve à 18°C

à humidité contrôlée (50%). Elles sont soumises à la température de l'essai pendant les dernières 24 heures.

B . APPAREILLAGE D'ESSAI.

L'appareillage utilisé et l'expérimentation proprement dite sont décrits dans les paragraphes suivants:

a. Presse d'Angers.

C'est la presse mécanique type L.C.A. dite presse d'Angers. Elle est constituée par un bâti sur lequel sont fixées deux colonnes de diamètre 80 mm, réunies en tête par une entretoise (Photo 3). Le plateau supérieur est fixe, mais réglable à l'aide d'une vis traversant l'entretoise. Le plateau inférieur est mobile par l'intermédiaire d'une vis; cette dernière étant entraînée par une grande couronne filletée intérieurement.

La charge maximale d'utilisation de la presse est de 300KN.

Une boîte de vitesse et un réducteur intercalés entre le moteur et la grande couronne offrent la possibilité d'utiliser 12 vitesses différentes. Utilisée seule, la boîte de vitesse permet d'avoir 6 vitesses:

0,86 - I - 1,27 mm/minute

0,86 - I - 1,27 mm/seconde

En utilisant le réducteur, ces vitesses sont divisées par $\sqrt{60}$ ce qui donne 6 autres vitesses, à savoir:

0,11 - 0,13 - 0,16 mm/minute

0,11 - 0,13 - 0,16 mm/seconde

Comme cette presse est dépourvue de servo-mécanisme, les vitesses de déformation réelles des éprouvettes ne sont pas constantes, mais changent en fonction de la charge, s'approchant de la vitesse affichée à proximité de la rupture. On ne discutera pas de ce sujet ici, car il a été étudié par ailleurs dans le cas d'essais de compression de graves traitées aux liants hydrauliques. *

Notons toutefois qu'en ce qui concerne les essais de traction sur enrobés bitumineux, cet inconvénient est compensé, dans une certaine mesure, du fait que la déformation réelle de l'enrobé est mesurée sur l'éprouvette elle-même, indépendamment de la presse et que les courbes sont tracées en fonction du temps de charge enregistré et non pas en fonction de la vitesse affichée, cette dernière n'étant utilisée que comme un moyen de repérage de l'essai.

Cette presse, initialement destinée aux essais en compression simple sur éprouvettes d'enrobés, de sol, de graves traitées, est utilisée pour les essais de traction pure à l'aide d'un dispositif spécialement conçu, décrit dans les paragraphes suivants.

b. Etrier de traction.

C'est un montage mécanique qui permet de transformer le mouvement de compression de la presse en un mouvement de traction. Il est constitué essentiellement de deux traverses et deux colonnes rigides (Photo 3 et Figure II). La traverse inférieure est liée aux colonnes de la presse par des encoches prévues à cet effet. Les deux colonnes de l'étrier, guidées par la traverse inférieure, viennent s'appuyer, par l'intermédiaire de rotules directement sur la plateau mobile de la presse. La traverse supérieure sur laquelle les colonnes sont fixées est mobile. Elle est guidée par les colonnes de la presse.

* Nguyen Dac Chi, comparaison des modules obtenus par différentes méthodes d'essai sur des graves traitées aux liants hydrauliques, Bulletin de liaison N° 37 page 83.

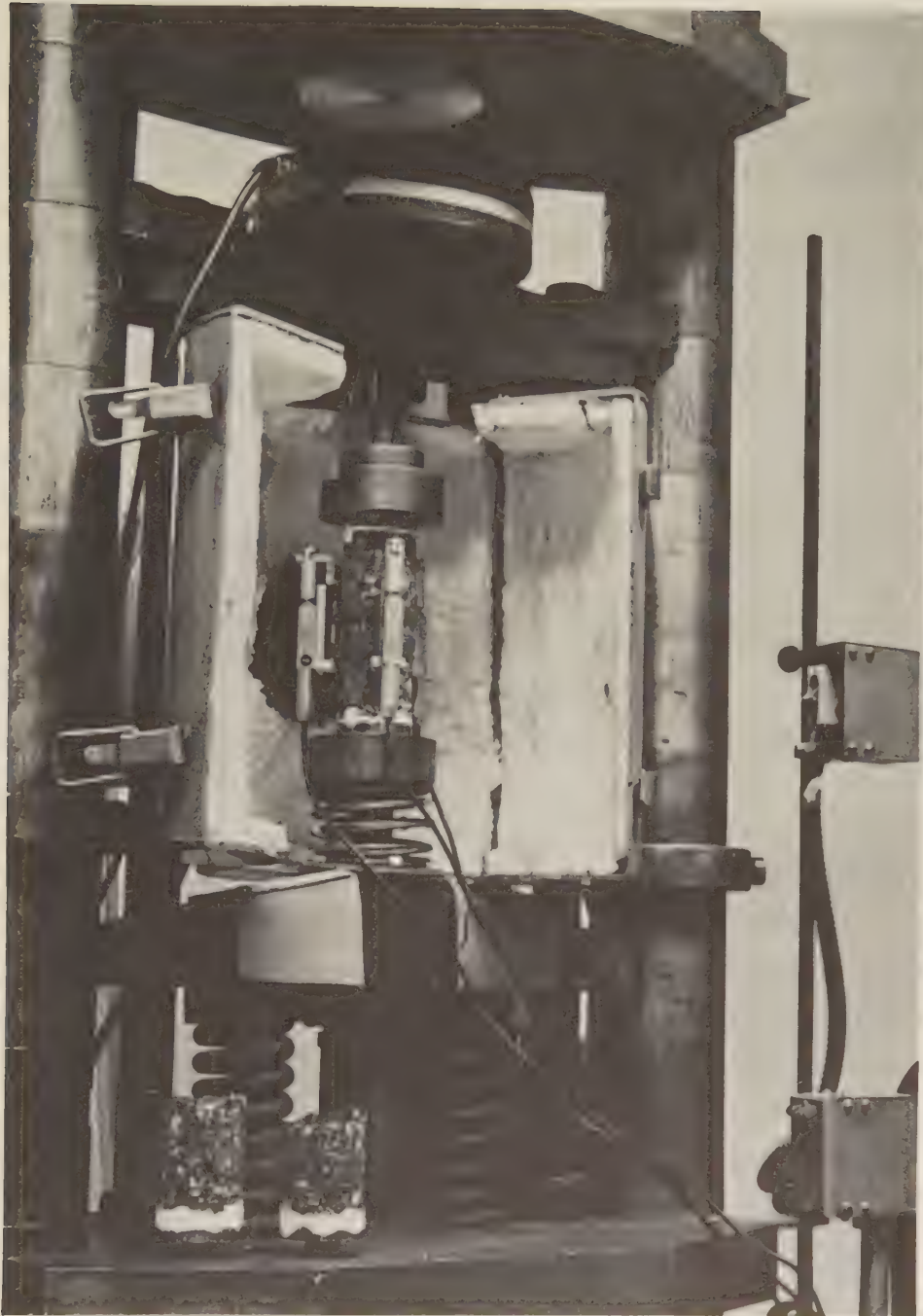


Photo 3. Presse d'Angers et Etrier de Traction.

L'éprouvette préparée comme il a été décrit précédemment et munie de ses casques est vissée entre deux pièces d'accrochage que portent les tiges centrales de traction. La tige du bas est logée dans la traverse fixe. Elle a une rotule à son extrémité (Figure II), solidaire de ladite traverse par une vis. La rotule permet les mouvements angulaires.

La tige supérieure prend appui sur la traverse mobile par l'intermédiaire du peson à portée sphérique. Notons enfin que deux autres rotules sont logées dans les pièces d'accrochage aux deux extrémités de l'éprouvette. Ces quatre rotules placées dans le même axe évitent tout mouvement de flexion ou de rotation qui pourrait se produire en cours d'essai.

L'ensemble de cet appareillage est monté ou démonté en quelques minutes.

Deux ressorts intercalés entre le plateau mobile de la presse et la traverse inférieure de l'étrier (Photo 3 et Figure II) servent à mettre la presse en charge à un certain régime avant que l'éprouvette ne soit tirée, apportant ainsi une amélioration à la constance de la vitesse d'avancement. Elles assurent également l'immobilité de la traverse inférieure dans les encoches. Le troisième ressort situé entre la traverse inférieure et la pièce d'accrochage inférieur est beaucoup plus faible que les autres; il sert surtout aux températures élevées; il empêche les jeux de la tige et tient l'éprouvette verticale, évitant ainsi toute déformation par fluage pendant la fixation des extensomètres et la remise en température. Les jeux sont rattrapés au maximum, juste avant l'essai, à l'aide d'une vis se trouvant au bout de la tige supérieure sur laquelle on agit, tout en surveillant les capteurs pour ne pas provoquer une déformation.

Il importe de noter que le peson est monté en série avec l'éprouvette et qu'il ne capte que l'effort exercé sur celle-ci.

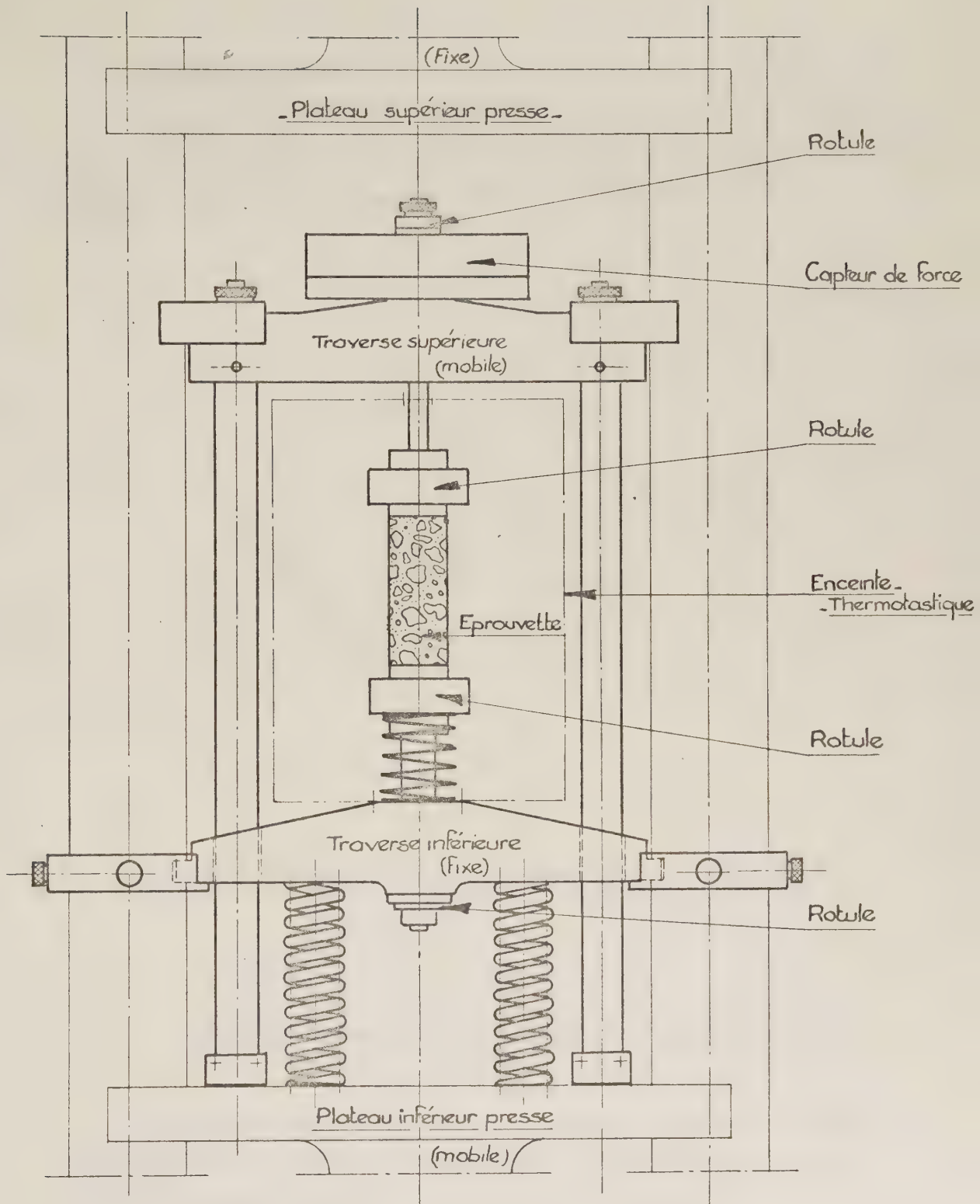


Figure 11 : Dispositif d'essai de traction.

c. Capteurs de force.

Les pesons utilisés pour capter la force appliquée sur l'éprouvette à tout moment pendant l'essai, sont des pesons du type à jauges à fils résistants en pont complet (Pont de quatre jauges) (Figure I2).

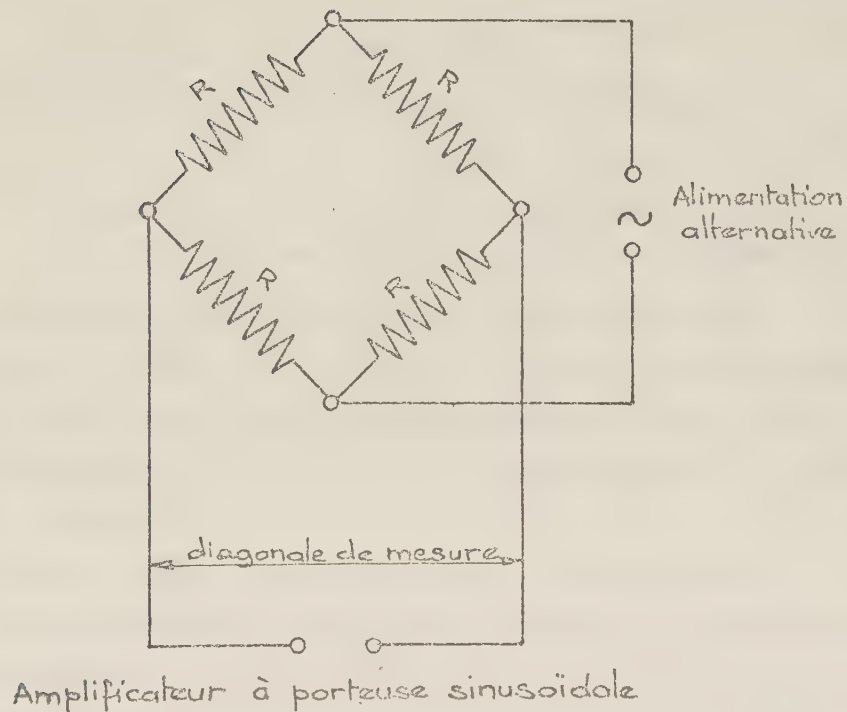


Figure I2 Schéma d'un pont complet (Pont de quatre jauges)

Rappelons brièvement le principe de mesure à l'aide des jauges à fils résistants: une jauge est un fil très fin solidaire d'un support, collé sur la surface lisse d'un corps d'épreuve. Lorsque le fil de la jauge s'allonge sous l'action d'une contrainte sa résistance augmente.

Cette variation étant proportionnelle à l'allongement, on peut écrire:

$$\frac{\Delta R}{R} = k \frac{\Delta l}{l} \dots\dots\dots 2.5$$

où

R représente la résistance

l la longueur du fil

k le coefficient de proportionnalité, donné par le constructeur.

On mesure donc la variation de résistance due à la force appliquée au moyen d'un montage en pont de wheastone.

Les contraintes thermiques tout comme les contraintes mécaniques provoquent l'allongement du fil de la jauge. C'est la raison pour laquelle ces pesons sont sensibles aux changements de température. Pour minimiser l'effet de la température, les pesons ont été protégés par un isolant thermique, à savoir par des plaques d'amiante d'épaisseur 5 mm.

Nous disposons de trois pesons de traction réalisés au L.C.P.C., de capacités: 2 KN, 10 KN et 50 KN. Ils sont respectivement linéaires à $\pm 0,2\%$, $\pm 0,5\%$ et $\pm 0,5\%$ (% près par rapport aux étendues de mesure). L'amplificateur ATD 3, situé entre le peson et l'enregistreur (voir Fig.I5) possédant plusieurs sensibilités, permet de disposer de plusieurs calibres par peson, c'est-à-dire que pour un essai à température et vitesse de déformation imposées on peut, étant donné un peson, sélectionner une sensibilité selon l'effort prévu, afin d'exploiter au maximum la largeur du papier d'enregistrement.

Le peson choisi pour un essai donné, logé sur la traverse mobile de l'étrier, (Photo 3 et Fig. II) est facilement démontable.

Signalons quelques difficultés d'enregistrement rencontrées avec

ces pesons aux températures élevées (par exemple 50°C) où l'effort à la rupture correspond à quelques dizaines de Newtons seulement.

a. Capteurs de déformation (extensomètres).

La mesure de l'allongement de l'éprouvette en cours d'essai pose un certain nombre de problèmes dont nous traiterons ci-dessous.

Problème de la longueur de base.

On ne pourrait pas mesurer les déformations entre les deux plateaux de la presse sans capter les jeux et les déformations de tout le montage, ni les mesures entre les casques collés aux extrémités de l'éprouvette sans inclure les zones de rettage existant au voisinage des surfaces collées.

Il a été, donc, décidé de mesurer les déformations sur l'éprouvette elle-même, sans liaison avec la presse. Ceci a soulevé le problème du choix des capteurs et d'une longueur de base convenable.

Le problème de la longueur de base a été étudié par Monsieur Dantu * avec la technique des jauges.

Il est évident que plus la longueur de base de l'appareil est importante, plus les variations des déformations d'un point d'un corps à un point voisin risquent d'introduire une erreur dans la mesure si l'on souhaite connaître une déformation ponctuelle, car l'extensomètre (jauge) intègre les déformations ponctuelles le long de sa base et ne donne qu'une mesure moyenne.

D'après Monsieur Dantu il est donc souhaitable d'effectuer les mesures avec des extensomètres ayant des longueurs de base

* P. Dantu, Note sur la rectification des courbes expérimentales, Analyse des contraintes I. II N° 7 . Page 18.

aussi petites que possible. L'influence de la longueur de base sur la précision des mesures a été déterminée. Celle-ci s'exprime par la relation suivante:

$$\epsilon_m = \epsilon_o + \frac{l^2}{24} \epsilon_o'' \dots\dots\dots 2.6$$

où

ϵ_m = déformation relative moyenne mesurée par l'extensomètre,

ϵ_o = déformation relative ponstuelle au droit du point milieu de la longueur de base,

ϵ_o'' = dérivé seconde de ϵ_o ;

l = longueur de base.

Il en résulte donc que, plus la dérivée seconde de la déformation relative sera grande, plus la longueur de base devra être petite.

Mais deux autres critères s'opposent à cette définition de la longueur de base. Premièrement, la sensibilité des mesures exige une longueur de base aussi grande que possible afin d'obtenir la meilleure précision. Deuxièmement, cette longueur, bien que petite par rapport à l'éprouvette, doit être grande par rapport à la morphologie du matériau. Suivant ce raisonnement, pour les matériaux n'étant homogènes qu'à une échelle macroscopique, comme par exemple les bétons de ciment ou les bétons bitumineux, une longueur de base comprise entre 4 ou 5 fois la grosseur maximale des granulats a été admise. Notons enfin que, lorsqu'il s'agit de mesurer la déformation relative, ce problème est indépendant du type de l'appareil de mesure.

Nous avons donc décidé d'utiliser une longueur de base de

60 mm pour la formule "Noubleau C" où la grosseur maximale des granulats est de 12,5 mm. La longueur de l'éprouvette étant de 125 mm , on peut dire que les zones de frettage dont l'étendue est mal connue, restent en dehors de cette base de mesure.

Nombre des capteurs.

Il a été également décidé d'utiliser trois extensomètres fixés sur trois génératrices de l'éprouvette à 120 degrés afin d'augmenter la précision. L'emploi de trois capteurs présente également l'avantage d'éviter l'erreur qui pourrait venir d'une éventuelle flexion de l'éprouvette due à un sciage des extrémités ou à un collage des casques imparfaitement exécutés.

Matériel utilisé.

Le choix des palpeurs a été déterminé en tenant compte de:

- la précision (erreur)
- la légèreté (finesse)
- la course

En outre ces palpeurs devaient être les moins sensibles possible aux changements de température.

Une étude effectuée auprès des différents constructeurs a abouti à la sélection des palpeurs TESA.

Principe de mesure.

Le principe de mesure de ces capteurs du type transformateur différentiel est le suivant:

Un capteur à transformateur différentiel est constitué d'une bobine primaire P entourée de deux bobines secondaires S1 et S2

(Figure I3 et Figure I4). Un noyau de fer doux monté dans l'axe de ces bobines peut se déplacer en translation, le guidage étant, suivant le constructeur, assuré par speeder (Philips), ou fourrure à bille (Tesa, voir la Figure I4). Un courant alternatif traverse le

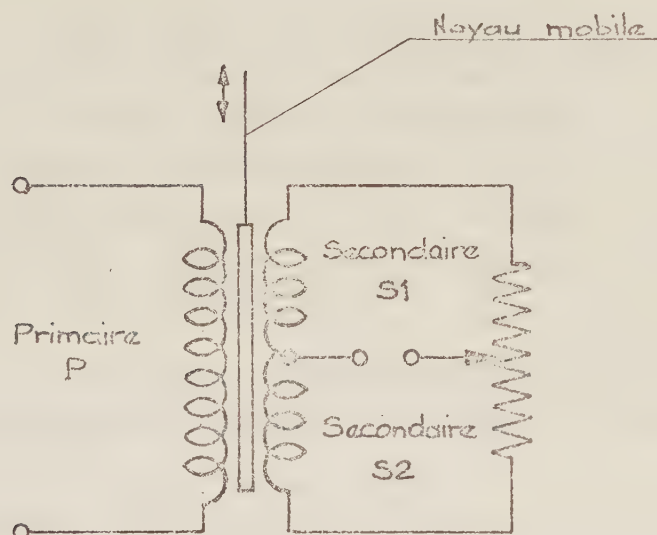


Figure I3. Principe de mesure d'un capteur type transformateur différentiel.

primaire P induisant des tensions dans les deux secondaires. Lorsque le noyau se trouve en position centrale, ces tensions sont égales en valeur absolue (zéro électrique), mais tout déplacement du noyau engendre un déséquilibre de tension (proportionnel à ce déplacement) entre S1 et S2. Cette différence, après amplification, grâce à un étalonnage est liée au déplacement réel du noyau.

La chaîne de mesure de variation de longueur est donc constituée de trois palpeurs plus un boîtier amplificateur sommateur (Photo 4). Ce dernier est équipé d'un certain nombre de composants:

- 3 commutateurs (type poussoirs) permettant de sélectionner:
 - Chaque voie de mesure séparément (3 possibilités)
 - La somme de 2 voies (3 combinaisons possibles)
 - La somme de 3 voies.
- 3 boutons de réglage du zéro (1 par voie)
- 1 commutateur de calibre: $\pm 0,1$ mm, $\pm 0,3$ mm, ± 1 mm
- 1 indicateur.

Réglage de la base de mesure:

Il est effectué à 2 niveaux:

- à partir d'une règle-étalon, avant chaque série d'essai (si le calibre choisi est le même pour tous les essais de cette série)
- sur l'éprouvette, avant chaque essai.

Ces mises au point sont effectuées sur chaque voie de mesure séparément en utilisant les boutons poussoirs, les sélecteurs de voie et les potentiomètres.

Les réglages étant réalisés, l'enclenchement des 3 voies permet de sortir la somme des trois signaux sur l'enregistreur.

Signalons qu'alors la course disponible est égale au calibre choisi divisé par le nombre de voies.

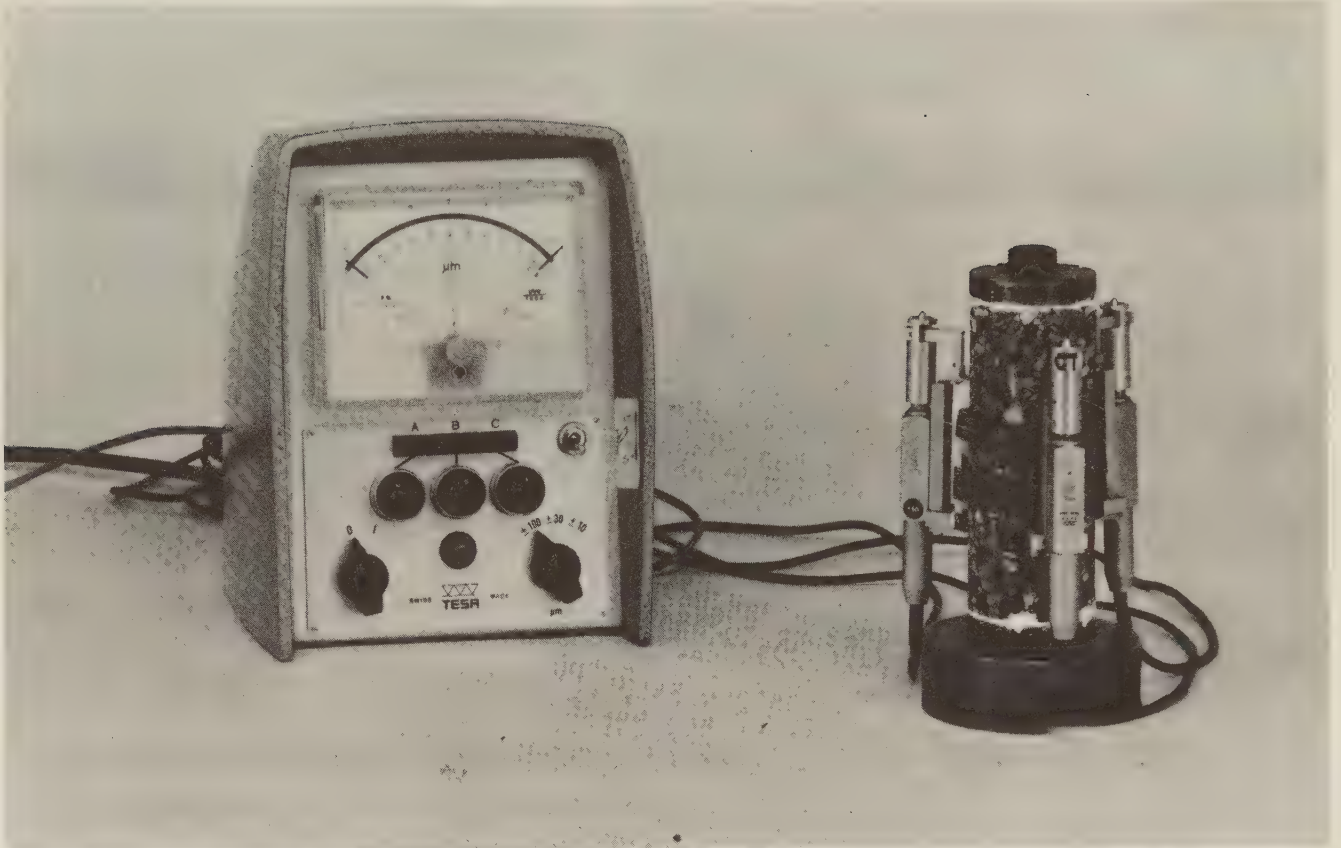


Photo 4. Boîtier amplificateur GT 15 TESA avec les capteurs et leur fixation sur l'éprouvette.

Caractéristiques métrologiques principales:

- Course : $\pm 0,1$ mm, $\pm 0,3$ mm, ± 1 mm.
- Précision : 1%
- Linéarité sur la somme : 2%

Ces pourcentages sont considérés par rapport aux calibres choisis.

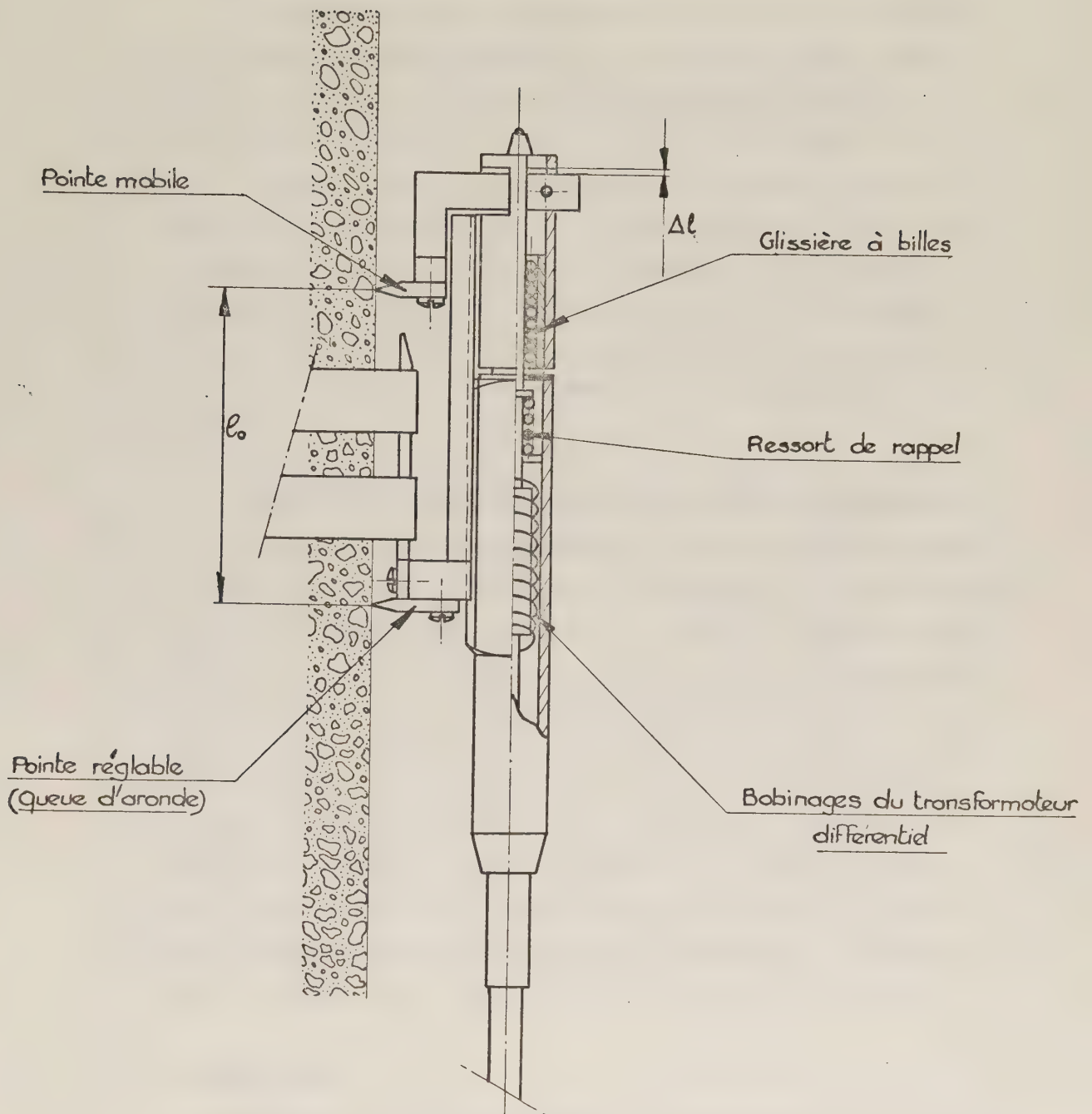


Figure 14 : Capteur de déformation
 - Mode de fixation sur l'éprouvette -

Fixation sur l'éprouvette.

Un montage spécial a été conçu au L.C.P.C. afin de pouvoir fixer chaque palpeur séparément sur 3 génératrices de l'éprouvette. Ce montage et la fixation des palpeurs à l'aide de deux élastiques sont représentés sur la Photo 4. et la Figure I4.

Bien que l'élastique supérieur garde les pointes mobiles en contact avec l'éprouvette et que le deuxième assure l'immobilité des pointes fixes, il arrive tout de même qu'une des pointes glisse pendant l'essai. Ce glissement se traduit par une anomalie sur la courbe de déformation enregistrée. Dans ce cas, soit on fait une correction sur la courbe, soit on répète l'essai en question.

Problème de la sensibilité aux changements de température.

Il est important de remarquer que, si les différentes séries d'essais d'effectuent à différentes températures, une série d'essais s'effectue à température constante, différente de l'ambiante. Les capteurs utilisés, bien que peu sensibles, subissent cependant des variations dues aux changements de température. Cet inconvénient est facilement évitable car la température est constante pour une série d'essais. Il suffit de penser à laisser les extensomètres constamment dans l'enceinte (y compris entre deux changements d'éprouvette). D'ailleurs, avant de mettre sous contrainte l'éprouvette, on peut vérifier le zéro de mesure de chaque voie qui, en cas de déviation (cadran) est facilement rattrapable à l'aide des boutons poussoirs (sélecteur de voies) et des potentiomètres.

e. Enregistreur.

L'enregistreur Ultralette employé pour enregistrer l'effort et la déformation est un enregistreur à 30 voies utilisant des galvanomètres minia-



Photo 5. Vue générale de la chaîne de mesure

tures (à crayon) et un papier d'enregistrement sensible aux rayons ultraviolets. Cet enregistreur offre 16 vitesses de déroulement de papier, sélectables entre 2,5 cm/mm et 100 cm/s. La base de temps est marquée automatiquement sur toute la longueur du papier à intervalles de 0,1 s. ou de 0,1mm ou 1s. ou 1mm. C'est d'après cette base de temps que l'on détermine d'ailleurs le temps de charge de l'essai (le temps écoulé entre le début de chargement et la rupture de l'éprouvette).

On utilise un galvanomètre du type R ayant une sensibilité de 700/mA pour la force et un galvanomètre de type X de sensibilité 4.000mm/mA pour la déformation. Ces galvanomètres sont linéaires à 1,5% sur 100mm du papier d'enregistrement.

Un enregistreur type X-Y qui offre l'avantage de donner la courbe effort-déformation n'a pas été choisi pour les raisons suivantes: un essai de traction à basse température ($- 9^{\circ}\text{C}$) et à vitesse élevée (1,27mm/s.) ne dure que quelques dixièmes de seconde. Un enregistreur X-Y potentiométrique n'est pas capable de suivre ce phénomène et de donner une courbe traduisant fidèlement le phénomène. D'autre part ces courbes effort-temps et déformation-temps obtenues simultanément présentent l'avantage de permettre de mieux analyser les anomalies et de connaître la vitesse réelle de déformation, ce qui ne peut être réalisé avec un enregistrement X-Y.

A titre d'exemple, un enregistrement tel qu'il a été fourni par l'ultralette est représenté sur la Photo 5a.

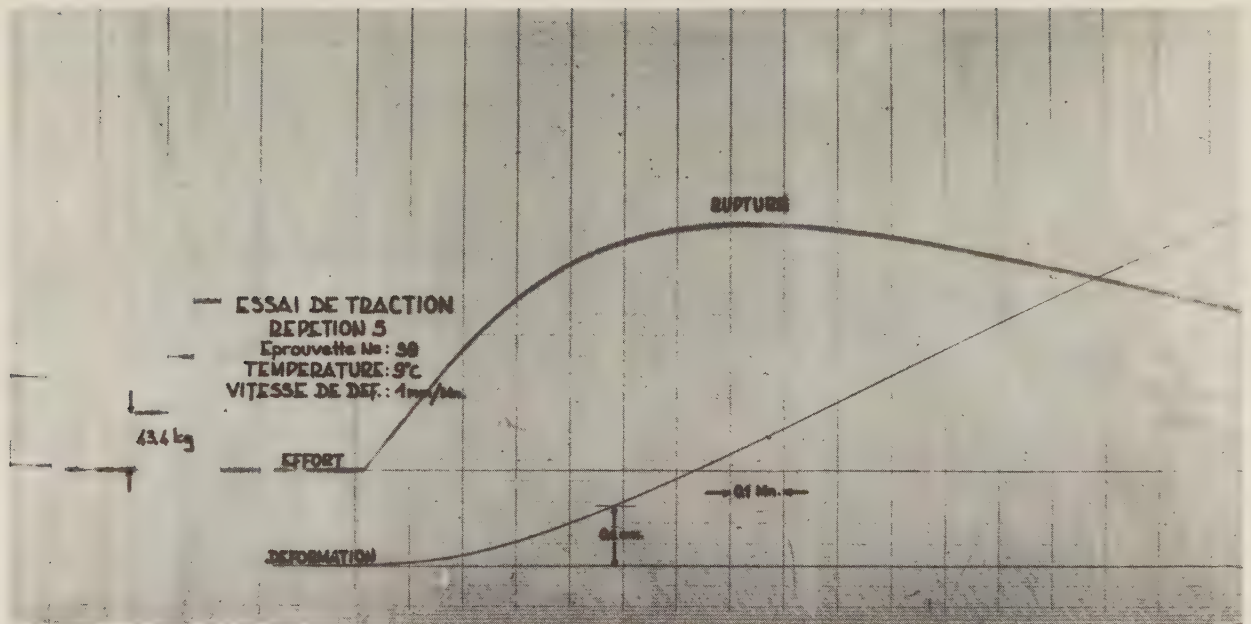


Photo 5a. Un exemple d'enregistrement de la force et de la déformation en fonction du temps.

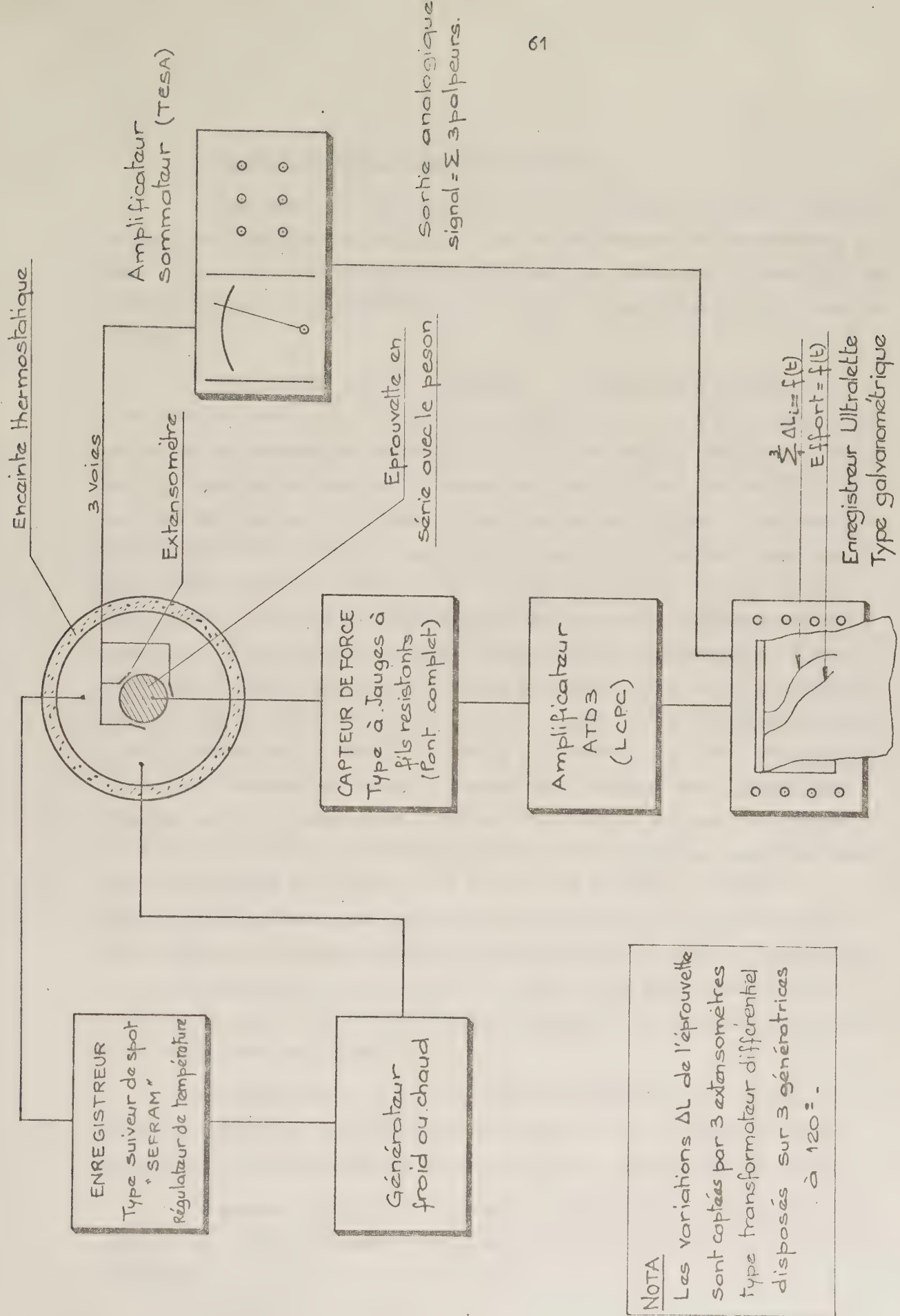


Figure 15. Schéma synoptique de la chaîne de mesure.

f. Système de régulation de température.

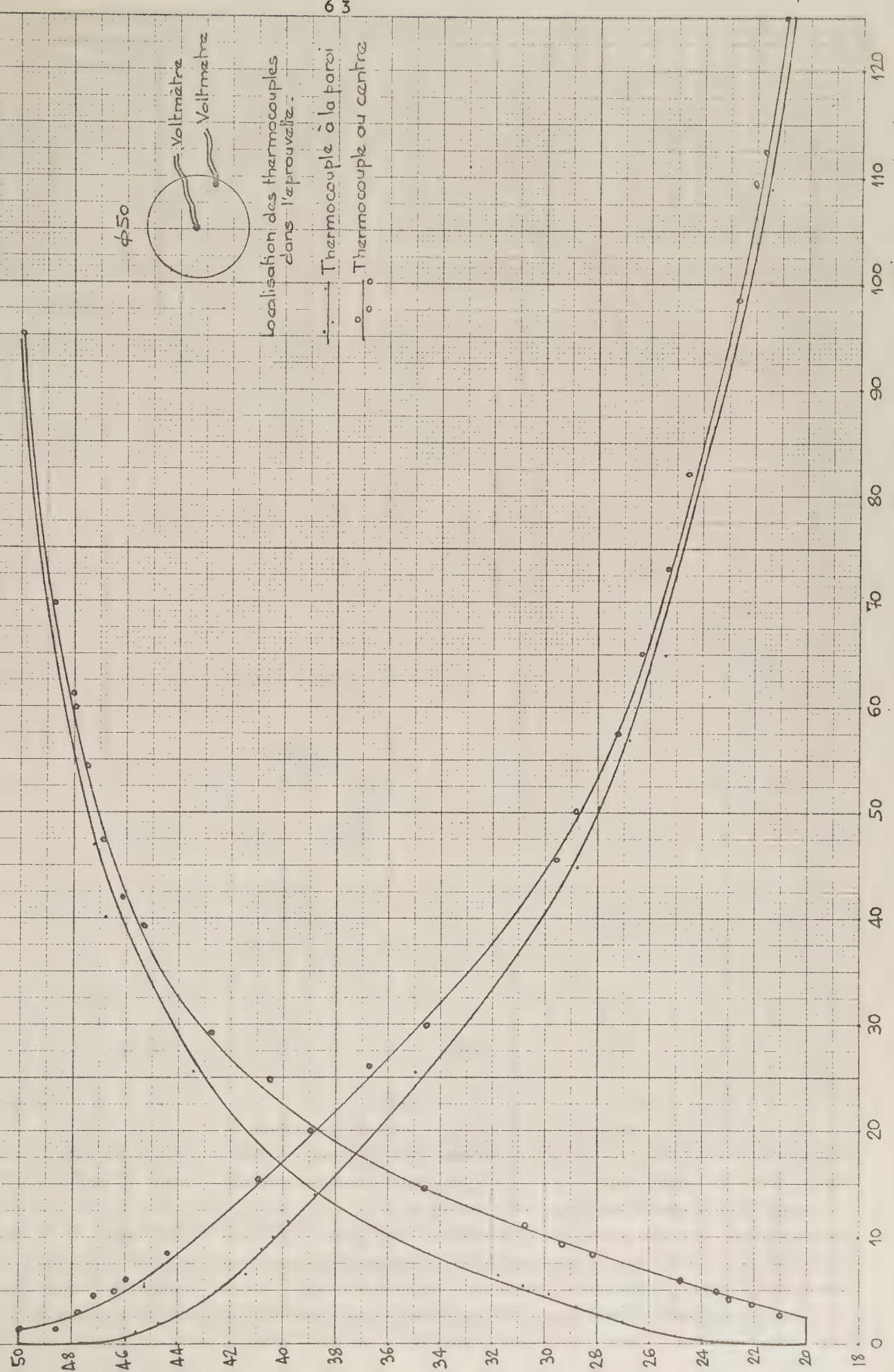
Des essais de température ont été effectués en vue de déterminer le temps minimum nécessaire pour la mise en température des éprouvettes avant l'essai. Ces essais ont permis également de déterminer la perte de température au sein d'une éprouvette en fonction du temps lorsqu'on la sort de l'étuve.

Les mesures ont été effectuées à l'aide de deux thermocouples, l'un placé au centre de l'éprouvette, l'autre dans un trou à la paroi. La montée ou la descente de température dans l'éprouvette a été mesurée avec un millivolmètre en fonction du temps. Les résultats ont montré qu'il fallait environ une heure et demie ou deux heures pour arriver à une température entre -18°C et 50°C . La perte (ou le gain) de température dans une éprouvette sortie de l'étuve et placée à la température ambiante était plus lente que le gain de température d'une éprouvette à température ambiante placée dans l'étuve, comme l'assymétrie des courbes sur la Figure I6, donnée à titre d'exemple, le montre nettement. Cela est dû au fait qu'il n'y a pas de ventilation dans la pièce, tandis qu'il existe une ventilation puissante dans l'étuve. Ces essais ont montré qu'il était nécessaire de placer l'éprouvette soumise à l'essai dans une enceinte à température régulée, même pour les essais à vitesse rapide où le montage de l'éprouvette et la fixation des capteurs prennent 3 ou 4 minutes.. Quant aux essais lents où le temps de charge est de 0,615 à 406 secondes (de 2,25 s. à 1666 s. pour les essais de compression et brésiliens) il est évident que cette régulation est indispensable. Pour compenser la perte de température due aux manipulations, on attend 3 ou 4 minutes (ce temps étant mesuré) après avoir placé l'éprouvette dans son enceinte à température régulée avant de la mettre sous contrainte.

Un thermocouple, placé dans l'enceinte thermostatée (Figure I7) assure la régulation de température à l'aide d'un enregistreur galvanométrique. Les détails du système de régulation sont donnés dans la Fig.I7.

Signalons enfin que la précision de la température dans l'enceinte dépend de la température de l'essai, mais elle est, en général, de l'ordre de $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$.

Figure 16. Montée et descente de la température dans une éprouvette de traction



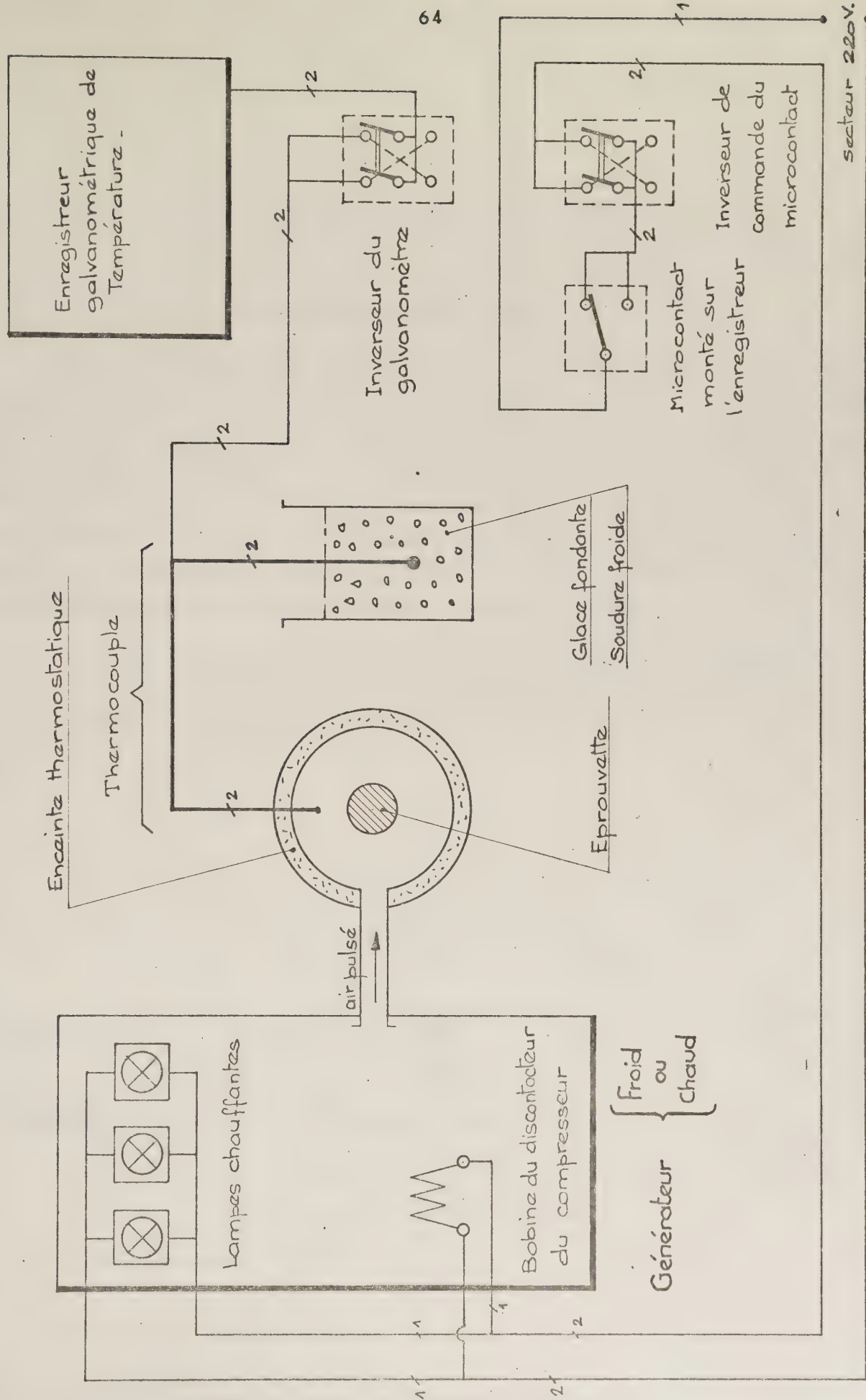


Figure 17. Schéma électrique du système de régulation de température

III — MISE AU POINT DES ESSAIS DE COMPRESSION SIMPLE

L'essai de compression, dit essai Duriez, que l'on utilise en France, est effectué, en général, à 3 températures distinctes: 0°C, 1,8°C, 50°C et à une seule vitesse de déformation : 1mm/s., sans mesure de déformations. L'essai Duriez consiste à écraser une éprouvette cylindrique normalisée disposée verticalement en série avec un peson, l'ensemble étant comprimé par les plateaux d'une presse. Le mode opératoire ne prévoit pas de régulation de température pendant l'essai. Nous avons voulu approfondir l'étude élargissant les gammes de température et de vitesse de déformation tout en gardant l'essentiel de l'essai Duriez.

La modification la plus importante que l'on a apportée à l'essai Duriez est la mesure de déformations sur l'éprouvette elle-même simultanément avec la mesure d'effort. Un montage a été réalisé (Figure 18).

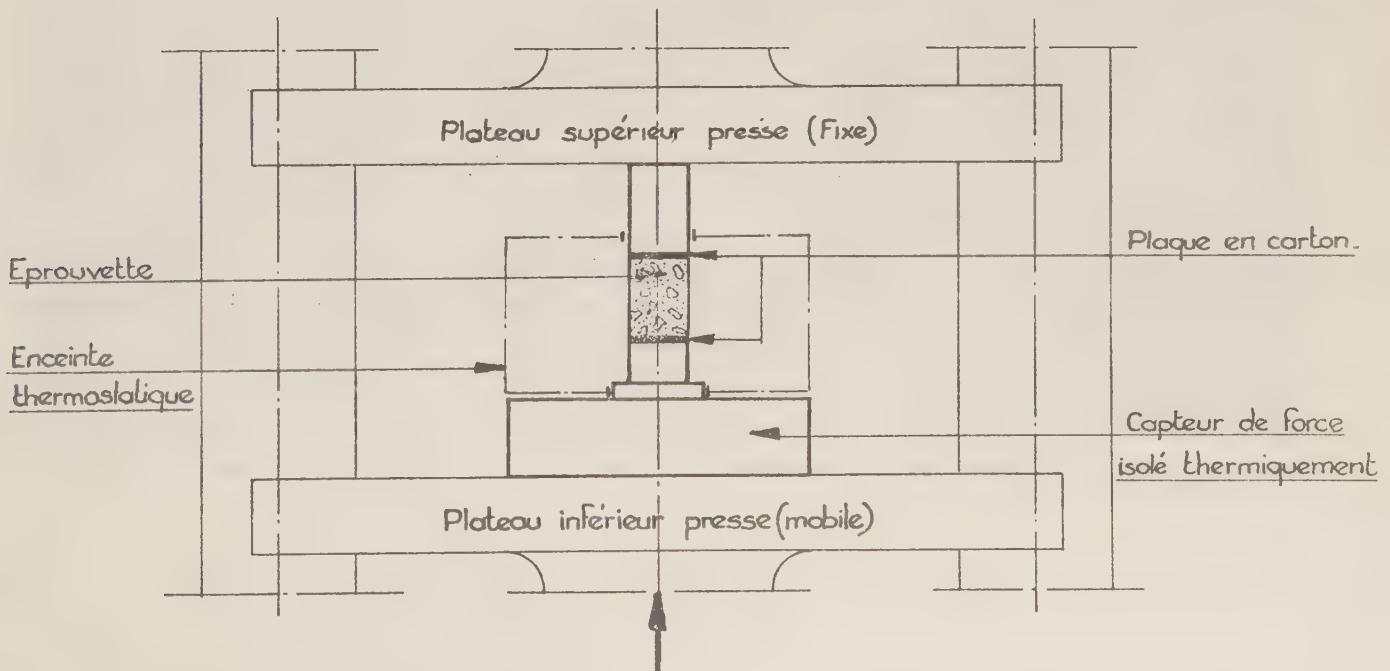


Figure 18. Essai de compression simple

Ce montage permet de mesurer les déformations dans les mêmes conditions qu'en traction. Ce montage permet également d'avoir une enceinte thermostatée autour de l'éprouvette (Figure 18 et Photo 6).

Pour avoir les mêmes vitesses relatives nominales de déformation que dans l'essai de traction, la hauteur de l'éprouvette qui est de 90mm environ, a été portée à 100mm, pour tenir compte de la gamme de vitesses disponible sur la presse.

Une courte étude faite par Messieurs Linder et Uluçayli a montré les effets de frettage qui se produisent entre les plateaux de la presse et les bases de l'éprouvette. Dans ce but 36 éprouvettes groupées en trois séries ont été essayées. Dans la première série on a interposé deux plaques de carton d'épaisseur 5 mm entre l'éprouvette et les plateaux; dans la deuxième les cartons ont été remplacés par deux minces couches de graphite (1mm environ) et dans la dernière série l'éprouvette était en contact direct avec les plateaux.

Dans le cas de carton et de graphite la résistance était plus élevée de 10% environ avec toutefois une plus faible dispersion avec le graphique. Ce résultat s'explique par le fait que le graphite en poudre diminuait le frottement entre l'éprouvette et les plateaux et répartissait mieux la charge sur la surface de l'éprouvette en encadrant les irrégularités de forme et d'état de surface.

En ce qui concerne les essais de compression dans notre étude, nous avons tout de même préféré les cartons en raison de leur simplicité de manipulation.

Une simple modification mécanique permet d'utiliser les pesons de traction de 2 KN, 10 KN et 50 KN en compression. Les charges en compression étant plus fortes, on a ajouté à cette série deux pesons de compression (fabrication L.C.P.C.) de 30 et 75 KN ainsi qu'un peson Philips de 600 KN dont le principe de fonctionnement est le même que les autres.

Le reste du matériel (presse, capteurs de déformation, enregistreurs, système de régulation de température) est identique à celui utilisé en traction.

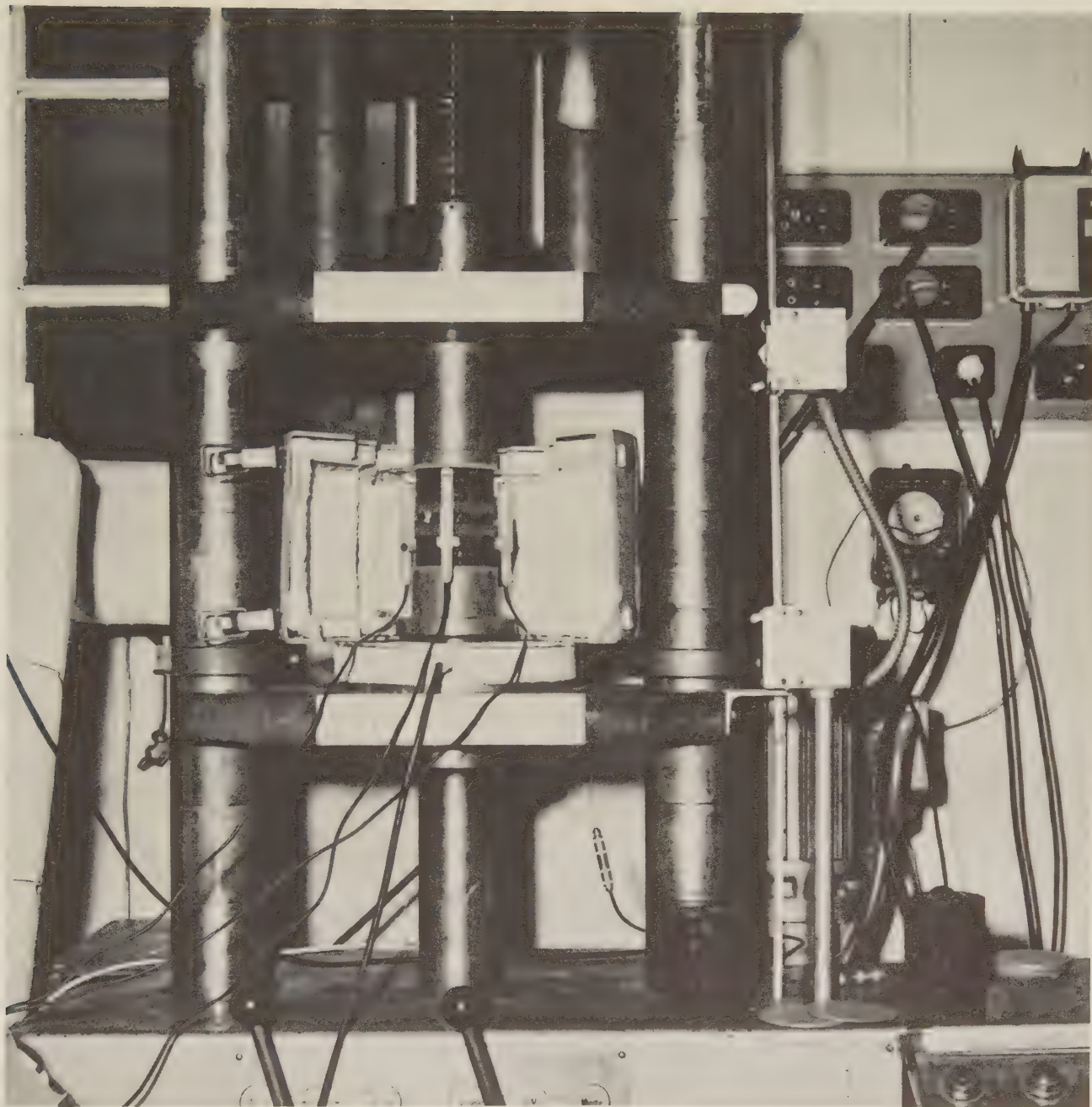


Photo 6. Vue du dispositif de compression

IV – MISE AU POINT DES ESSAIS BRÉSILIENS

L'essai brésilien, comme nous l'avons déjà indiqué, est un essai de traction indirecte que l'on utilise depuis longtemps pour remplacer les essais de traction directe.

Cet essai consiste à écraser une éprouvette cylindrique couchée, deux génératrices étant en contact avec les plateaux de la presse (Figure I9 et Photo 7), d'où le nom d'essai de compression diamétrale.

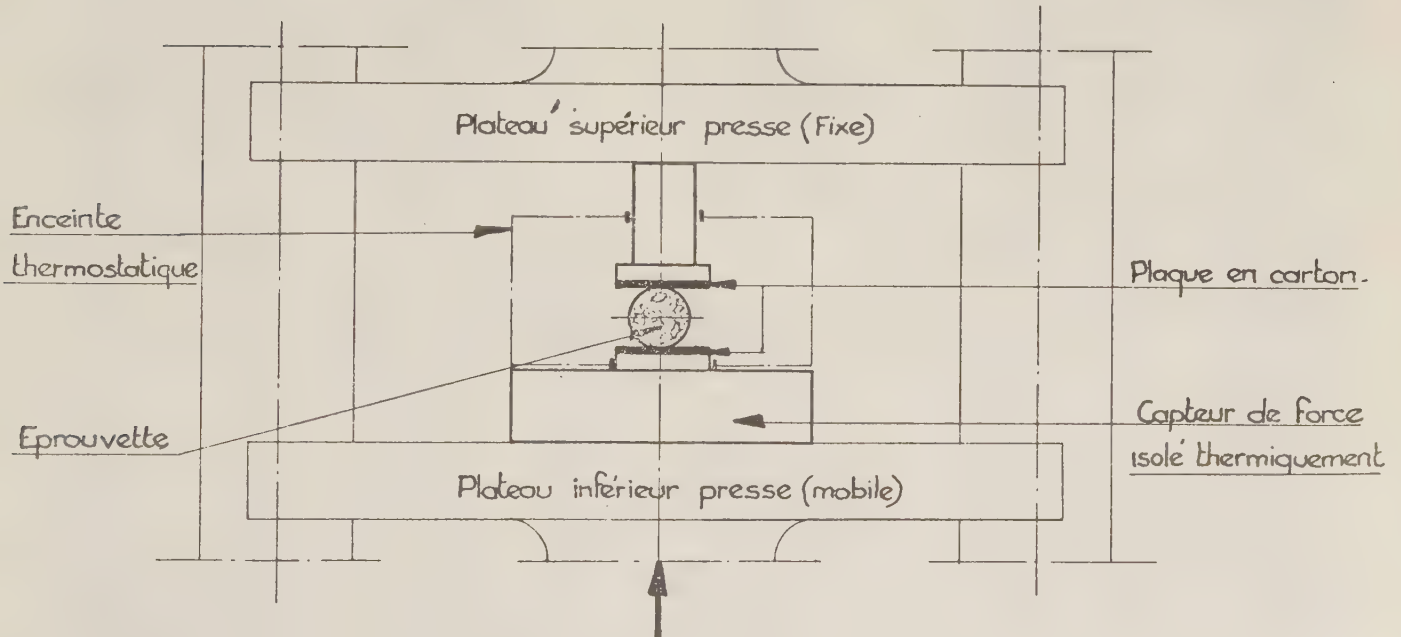


Figure I9. Essai de compression diamétrale
dit essai brésilien

Généralement, pour le béton bitumineux, cet essai s'effectue aux mêmes températures (0°C, 18°C, 50°C) et à la même vitesse (1mm/s.) que l'essai Duriez.

Le montage utilisé pour les essais de compression a été légèrement modifié (Figures I8 et I9 et Photos 6 et 7) de façon à permettre la réalisation des essais brésiliens sur des éprouvettes ayant les mêmes caractéristiques qu'en compression et en traction directe.

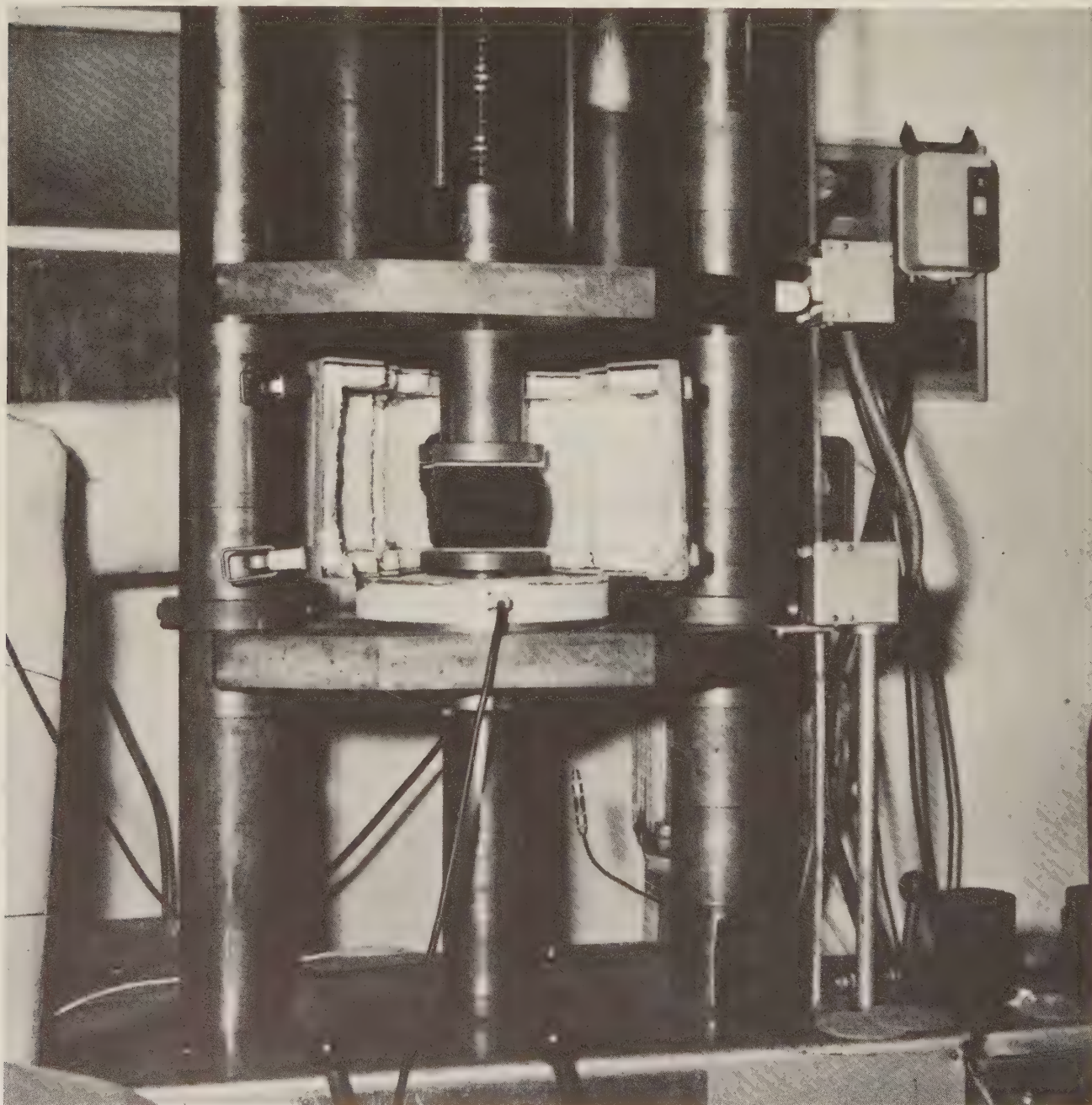


Photo 7. Vue du montage de l'essai brésilien.

Sur les éprouvettes brésiliennes on s'est contenté de mesurer l'effort sans mesure de l'affaissement.

Deux plaques de carton sont interposées (Figure I9 et Photo 7) entre l'éprouvette et les plateaux pour des raisons qui seront précisées ultérieurement.

Le reste du matériel est le même que pour les essais de compression simple.

Avant de décrire l'expérimentation proprement dite et de présenter les résultats obtenus, nous pensons préférable de donner un aperçu de l'état des contraintes dans une chaussée souple afin de mettre en évidence l'importance des essais effectués et particulièrement des essais de traction directe.

CHAPITRE III

ETAT DE CONTRAINTE DANS UNE CHAUSSÉE SOUPLE

Nous allons donner, dans les paragraphes suivants, un bref aperçu de l'état de contrainte dans une chaussée, en mettant l'accent sur les contraintes de traction. Nous ne traiterons ici que du problème des chaussées souples, dont la couche de surface et quelques fois la couche de base sont à base de matériaux traités au bitume.

L'analyse et le calcul des contraintes qui se développent dans une chaussée dans des conditions diverses sont d'une importance primordiale, car le dimensionnement des différentes couches dont la chaussée est composée, se base aussi bien sur les propriétés mécaniques des matériaux utilisés que sur les contraintes (ou sur les déformations) que ces matériaux subiront en service. Le choix de la structure et de la chaussée et son dimensionnement doivent se faire d'une façon telle que les contraintes dites "critiques" ne soient pas dépassées et que le coefficient de sécurité soit, durant une période préalablement admise, supérieur à 1.

Il est bien évident qu'un traité détaillé de ce problème dépasse le cadre de notre étude; les aspects qui soulignent l'importance des contraintes, en l'occurrence des contraintes de traction, seront discutés. Dans ce but nous grouperons les contraintes en deux catégories:

- a. Contraintes d'ordre mécanique
- b. Contraintes d'ordre thermique

Ces deux contraintes, bien différentes en nature, seront étudiées séparément.

I – CONTRAINTES D'ORDRE MÉCANIQUE

Par contraintes d'ordre mécanique nous entendons celles provoquées par les véhicules roulants ou en stationnement. En général, une chaussée se compose de plusieurs couches. Les matériaux constituant chaque couche sont différents, les uns étant élasto-plastiques (les graves-maigres, les graves-laitier, les sols-ciments, etc...), les autres visco-élastiques (les enrobés bitumineux, les limons, les argiles, etc...) (12). Les couches supérieures sont en général construites de matériaux de meilleure qualité que les couches inférieures (Figure 20). Le comportement

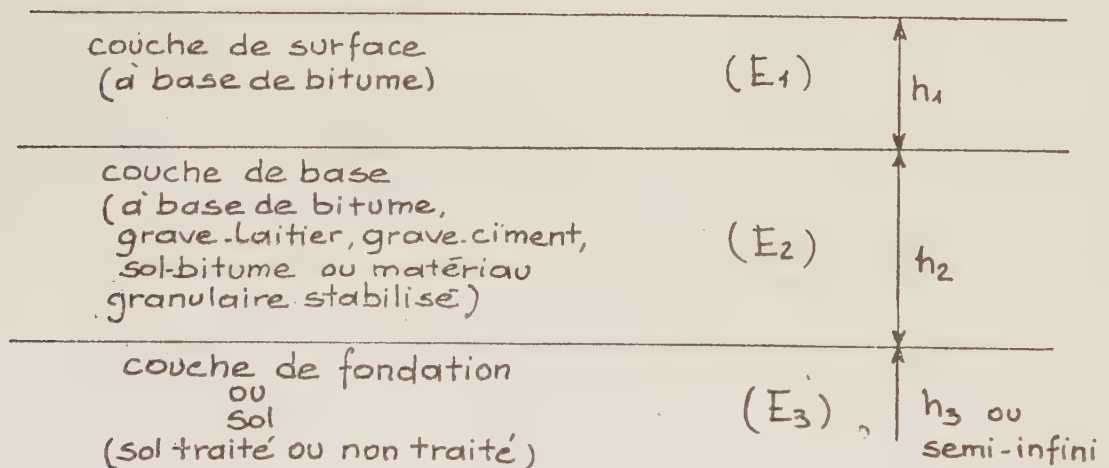


Figure 20. Schéma d'une chaussée tricouche.

de ces matériaux sous les charges des roues et dans différentes conditions climatiques est varié à cause de leur nature différente.

En outre la résistance mécanique de chacune de ces couches dépend de celle des autres couches. Tout cela rend difficile l'analyse des contraintes qui se développent dans différentes couches. En général on se contente des "approximations" plus ou moins rigoureuses et malgré les efforts faits en ce domaine, "l'expérience reste la source unique de vérité." (12).

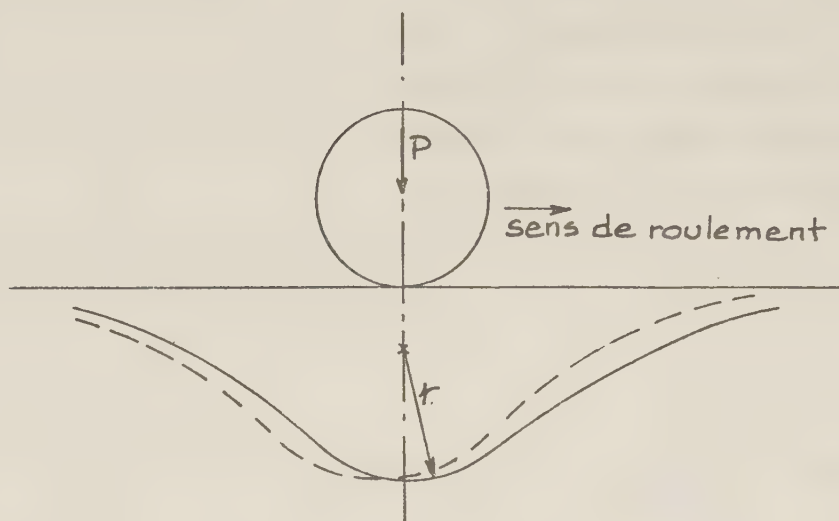


Figure 2I. Déflexion d'une chaussée sous charge roulante

La Figure 2I représente la déflexion de la chaussée sous l'effet de la charge des roues. Cette déformation est en partie réversible (élasticité) et en partie irréversible (plasticité). Elle dépend des charges des roues, du sol, des

couches de la chaussée ainsi que de la vitesse du véhicule et des conditions climatiques. Les mesures faites récemment sur les chaussées en France ont montré que cette déflexion n'était pas symétrique mais légèrement dissymétrique par rapport à l'axe de la charge. On ne connaît pas encore l'influence de cette dissymétrie sur la répartition des contraintes que nous allons discuter sommairement ci-dessous.

A présent l'analyse des contraintes se fait à l'aide des théories élastiques de Boussinesq et Burmister (29). D'après la théorie de Burmister, la répartition des contraintes verticales dans la chaussée est représentée par la Figure 22 pour une roue simple ou deux roues jumelées. On voit l'influence du jumelage sur la Figure 22b: elle dépend de la distance entre deux roues. Deux roues agissent d'abord individuellement jusqu'à une profondeur de $d/2$ et leurs influences se superposent dans une zone autour de l'axe de la charge et on suppose que les contraintes sont négligeables ou nulles au-dessous de $2S$. On remarque que les contraintes sont plus élevées dans les couches supérieures. D'où la nécessité d'utiliser des matériaux de meilleure qualité dans les couches supérieures.

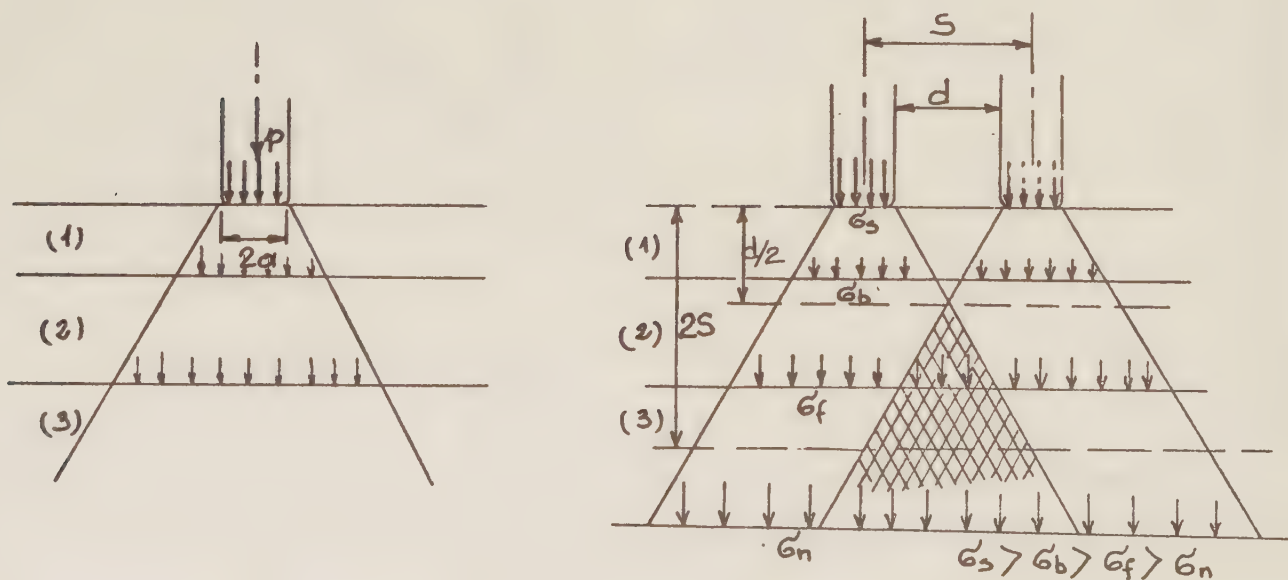


Figure 22. Répartition des contraintes dans la chaussée
a) Roue simple b) Roues jumelées

La Figure 23 montre l'ensemble des contraintes qui se développent autour de l'axe de la charge dans une chaussée tricouche.

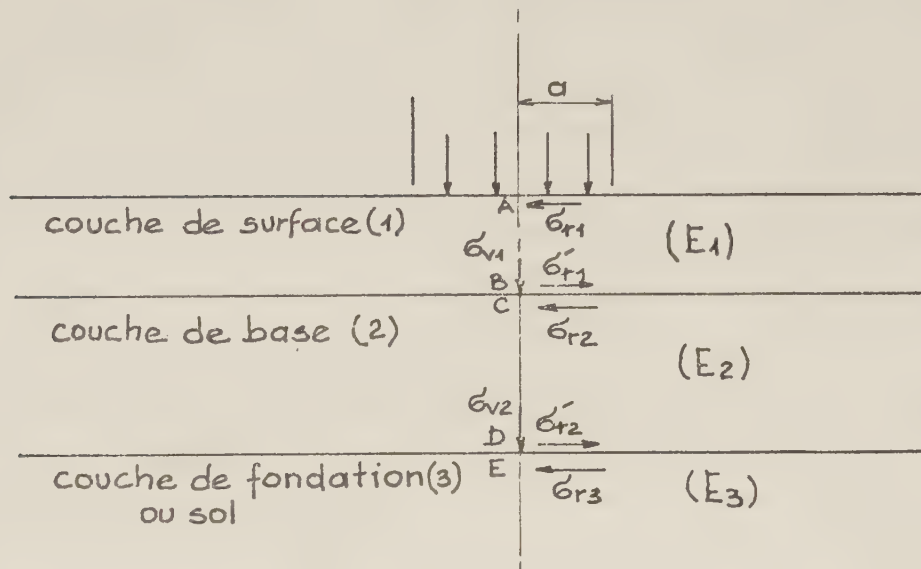


Figure 23. Contraintes autour de l'axe de la charge dans une chaussée tricouche.

Quant aux calculs, outre l'hypothèse d'élasticité, ils sont basés sur l'hypothèse physique, à savoir que la rupture d'une chaussée se produit, soit par l'effet d'une traction excessive dans la couche de surface à son interface avec la couche de base (σ'_{r1}), soit par l'effet d'une compression excessive (σ_{v2}) sur le sol (I2, I3). Si les tractions σ_{r1} sont excessives, des fissurations apparaissent à l'interface de la couche de surface et se propagent vers le haut. Si ce sont les compressions σ_{v2} qui sont excessives, d'importants tassements se produisent dans le sol et entraînent la rupture de la couche de surface et de base par suite d'une déflexion importante (Figure 24). Alors que ce deuxième mode de rupture paraît parfaitement

établi, le premier demeure un sujet de controverse car beaucoup d'ingénieurs estiment que la rupture de la couche de surface en enrobé bitumineux se produit, au moins dans certains cas, par l'effet du phénomène de fatigue.

En effet, on considère que la partie élastique des déformations des couches supérieures bitumineuses reste constante pour une chaussée bien construite, mais la partie plastique irréversible s'accumule tout en décroissant avec le temps. C'est cette accumulation des déformations qui provoque la rupture dite "par fatigue" (29). Néanmoins, il est évident que les caractéristiques de rupture ne sont pas les mêmes lorsqu'il s'agit d'une rupture après un certain nombre limité de chargements et d'une rupture après un grand nombre de répétitions. Dans le deuxième cas, il est communément admis que le matériau "se fatigue" mais c'est la résistance à la traction du béton bitumineux qui est dépassée dans le premier cas.

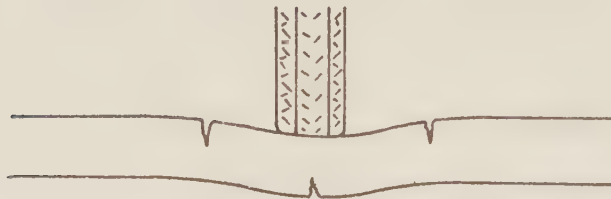


Figure 24. Rupture du tapis d'enrobé due aux contraintes de traction excessives.

Voyons maintenant de plus près le développement des contraintes horizontales dans la couche de surface en enrobé, sujet qui nous intéresse tout particulièrement dans cette étude. Les Figures 25 et 26 représentent ce développement dans le temps et dans l'espace. Sur la Figure 25 on voit les parties de la couche de roulement où les contraintes se produisent lors du passage d'un essieu simple. La variation

des déformations provoquées par ces contraintes en un point de la surface est représentée par la Figure 25b. Il importe de noter que l'enrobé subit une fois la compression et deux fois la traction en un point de la surface lors du passage de l'essieu simple. Si l'essieu est tandem, le même point subira deux fois la compression et trois fois la traction (Figure 26b).

Des mesures faites à l'aide de jauges à fil résistant à la surface de la chaussée ont montré que les déformations en traction sont de l'ordre de $1/4$ à $1/5$ des déformations en compression (7) (Figures 25 et 26). A l'interface de la couche c'est le contraire qui a lieu, ce qui nous montre l'importance des déformations en traction. Elles sont aussi élevées qu'en compression et elles sont répétées plus souvent. Tout cela confirme l'opinion de ceux qui attachent une grande importance à la résistance à la fatigue en traction. D'autre part des recherches récentes ont montré que la fatigue n'est fonction, en première approximation, que de la déformation imposée et de la répétition de celle-ci.

Il importe de noter que les contraintes de flexion provoquées dans la couche de base bitumineuse augmentent lorsque le module (E_2) de cette couche est plus élevé (13). Les contraintes radiales (voir Figure 27) dans la même couche peuvent atteindre, pour les épaisseurs de couche considérées, la moitié de la pression de gonflage (donc à peu près 4 bars) pour une chaussée dont le rapport $E_2(\text{base})/E_3(\text{sol}) = 100$ et dont la couche de surface a un module 40 fois plus élevé que celui du sol ($E_1 = 40 E_3$). On voit également sur la Figure 27 combien les contraintes de traction à l'interface de la couche de surface (σ_{t1}) dépendent du rapport E_2/E_3 . Pour une couche de base à faible module (soit par exemple $E_1/E_3 = 1$), les contraintes de traction à l'interface de la couche de surface peuvent être deux fois plus élevées que la pression de gonflage. Par contre, si le module E_2 de la couche de base est très élevé, (c'est le cas des couches de base en grave-ciment et en grave-laitier pour lesquelles E_2/E_3 est supérieur à 100) les tractions dans la couche de surface sont nulles et il n'y a que des contraintes de compression. Notons que c'est une des raisons pour lesquelles on construit actuellement en France les couches de base en grave-ciment ou en grave-laitier. On constate d'ailleurs que dans ce cas les contraintes de traction dans la couche de base peuvent être élevées.

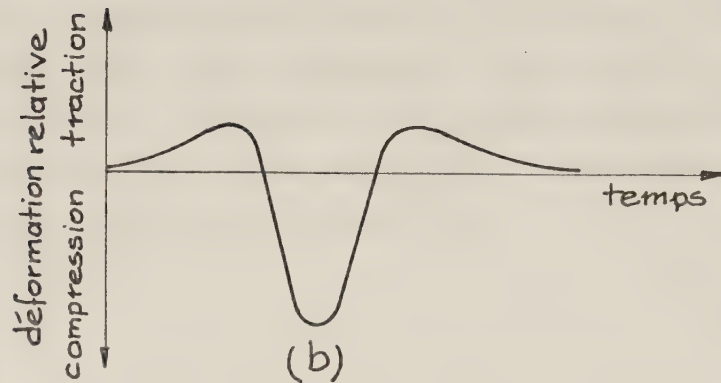
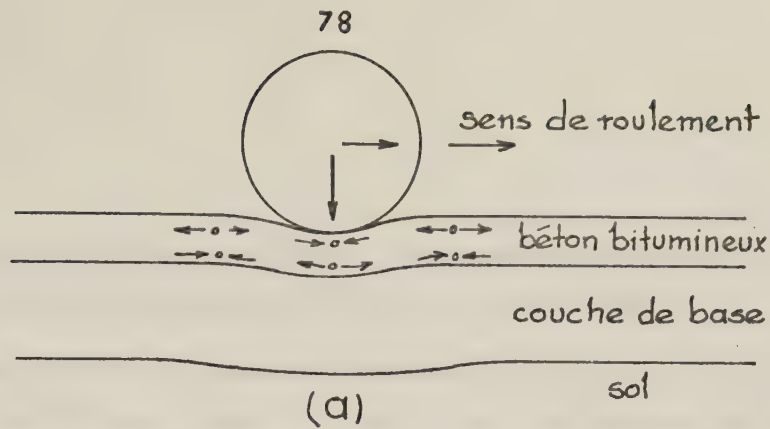


Figure 25. (a). Développement des contraintes dans la couche de surface sous un essieu simple (b). Variation des déformations avec le temps à un point de la surface.

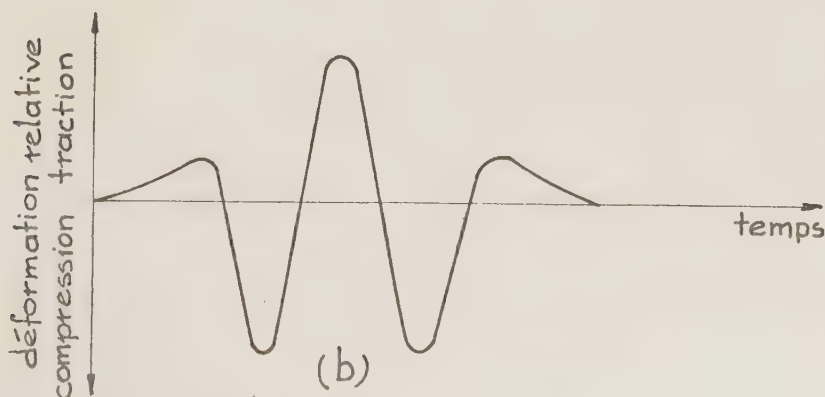
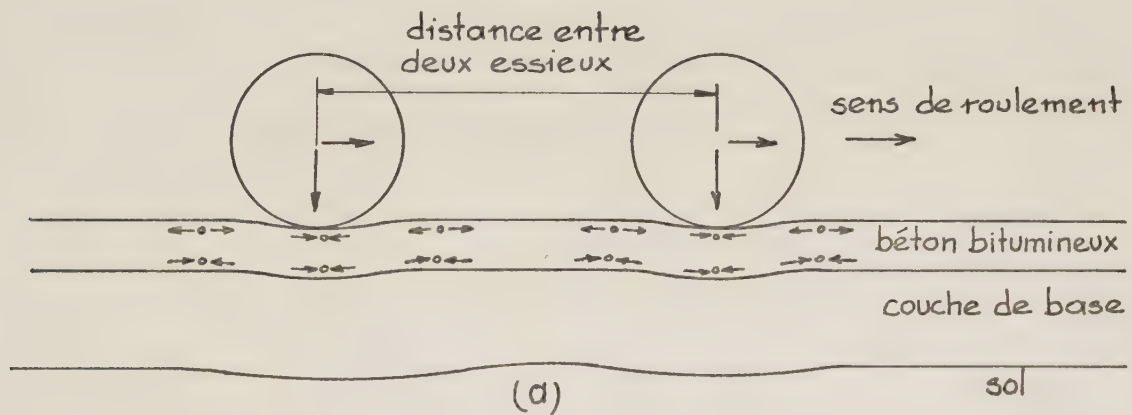


Figure 26. (a). Développement des contraintes dans la couche de surface sous un essieu tandem (b). Variation des déformations avec le temps à un point de la surface.

On voit alors combien le choix des différents matériaux constitutifs de la chaussée est important pour limiter les contraintes dans une couche donnée.

En ce qui concerne les contraintes d'ordre mécanique, notons enfin l'importance du coefficient de Poisson. Jusqu'à présent, dans pratiquement toutes les études, on a supposé que le coefficient de Poisson μ est égal à 0,5 dans toutes les couches. Cependant des recherches récentes sur les enrobés et les matériaux granulaires ont montré que μ varie entre 0,3 et 0,4. En prenant $\mu = 0,35$ au lieu de 0,5 on a trouvé que les contraintes de traction à l'interface de la couche de surface diminuaient de 20% et que ces contraintes étaient les seules à être influencées significativement par une variation du coefficient de Poisson (13).

(suit Page 80 Figure 27)

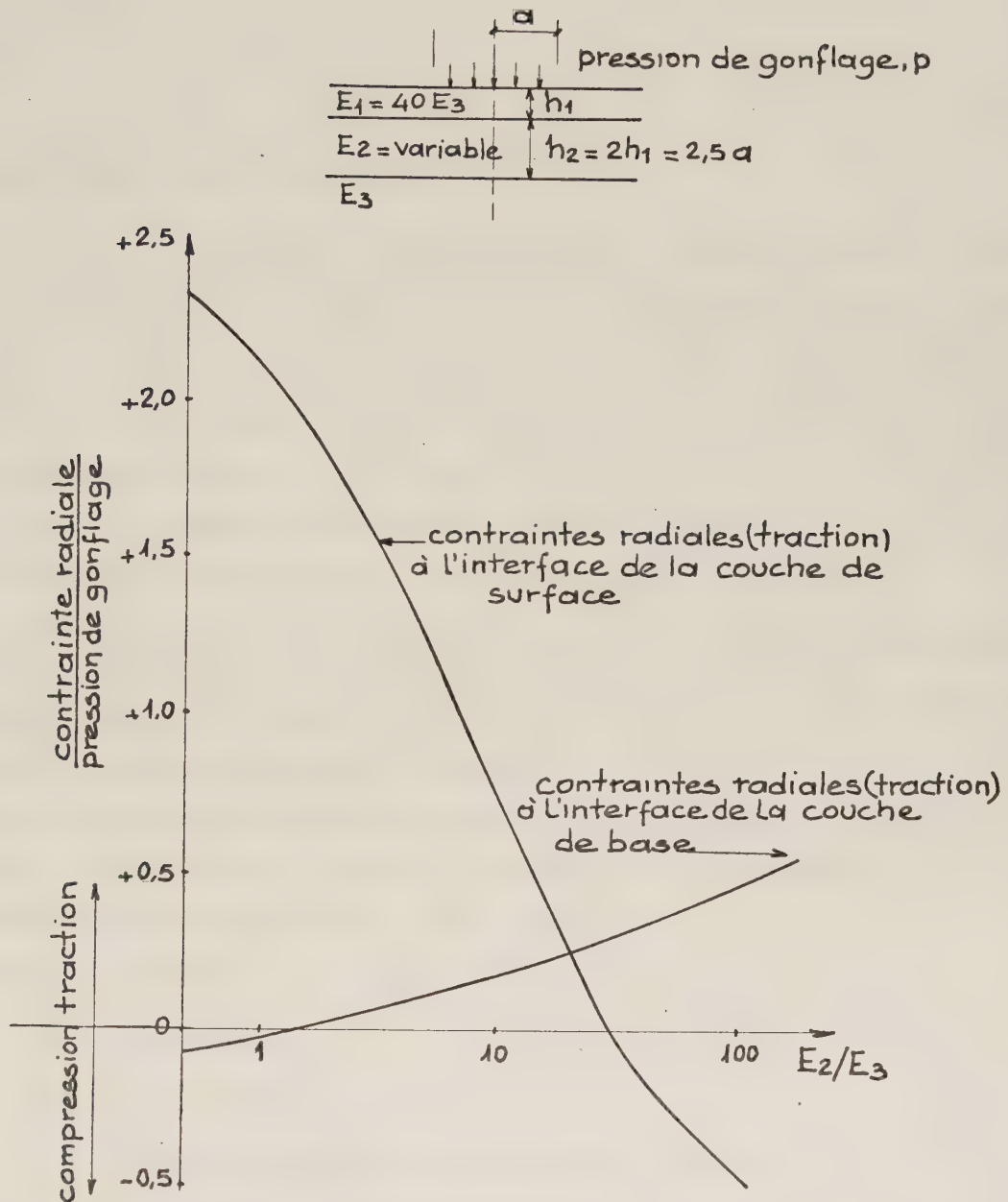


Figure 27. Contraintes radiales à l'interface de la couche de surface et de base calculées par Jones pour le rapport $E_2(\text{base})/E_3(\text{sol})$.

II - CONTRAINTES D'ORDRE THERMIQUE

Les échecs en matière de chaussées en béton bitumineux résultent, en général, de l'instabilité, de la désintégration ou de la fissuration. On estime que l'instabilité et la désintégration résultent de mélanges mal formulés ou mal préparés, ou de procédés de construction erronés ou mal appliqués, ou de la combinaison de deux (I6). Autrement dit, on peut éviter ce genre d'échecs en faisant attention aux caractéristiques du matériau, au trafic, aux procédés de construction utilisés, etc... Cependant il y a des paramètres peu contrôlables propres au phénomène de fissuration, qui peut être considéré comme un échec du point de vue du génie civil.

Des fissures transversales dans les chaussées des régions septentrionales des Etats-Unis et au Canada et l'apparition de celles-ci au début des temps particulièrement froids (I7) ont amené les ingénieurs à penser que ces fissures transversales régulièrement espacées sont provoquées, en grande partie, par des contraintes thermiques induites par des changements brusques de température. De nombreuses recherches ont été entreprises pour expliquer ce phénomène et pour déterminer les contraintes thermiques se développant dans le béton bitumineux.

Vallerga a attribué la fissuration (I6) :

- a) au retrait.
- b) à la fragilité.
- c) au manque d'adhérence avec la couche inférieure.

D'après lui les changements de température et de volume sont deux causes essentielles de la fissuration. Quant à Hveem, il y ajoute les imperfections des mélanges, par exemple le manque de bitume. Ce fait s'avère exact d'après l'étude de Schmidt (I8) qui a pu démontrer que la résistance à la fissuration augmente lorsque la teneur en bitume du mélange augmente.

Quant au mécanisme de la fissuration, Shields et ses Col.(I7) en suggèrent deux:

- a) la contraction du béton bitumineux
- b) le changement de volume du sol

Dans le premier cas le développement des contraintes thermiques est analogue à celui qui se produit dans les chaussées rigides. C'est-à-dire que la couche de surface se met à se contracter par suite d'un changement de température alors que la couche de base s'oppose à ce mouvement. Par conséquent, des contraintes de traction se développent dans la couche de surface. Elles peuvent, parfois, dépasser la limite de résistance de l'enrobé et provoquer des fissures en travers et le long de l'axe de la chaussée.

Dans le deuxième cas, des changements brusques de température peuvent causer l'apparition de fissures dans le sol. Celles-ci peuvent se propager vers le haut et la concentration des contraintes au voisinage de ces fissures peut provoquer la fissuration de la couche de surface.

Schmidt (18) a relié la résistance à la fissuration des enrobés aux bitumes utilisés. Il estime que cette résistance est fonction de la teneur en bitume et de la température de transition vitreuse T_g du bitume. Il estime également que par rapport à la viscosité, T_g donne une meilleure idée de la résistance à la fissuration d'un revêtement non-chargé.

Monismith et ses col. (16) ont entrepris une recherche pour expliquer le phénomène de fissuration à partir de la viscoélasticité linéaire. Ils ont pu démontrer que d'importantes contraintes de traction se développent dans une barre d'enrobé encastrée lorsque celle-ci est refroidie rapidement. A l'aide de la théorie de viscoélasticité, ils sont arrivés à prédire, en gros, les contraintes qui se développent au cours du refroidissement. Ils ont constaté que, dans certains cas, les gradients thermiques peuvent conduire à dépasser largement la résistance à la fissuration, surtout pour les changements de température au-dessous de -18°C .

Il est intéressant de noter que ce phénomène de fissuration due à l'apparition brusque de basses températures est pratiquement inexistant dans les régions de la France où le climat est modéré *. Dans ces régions, les fissurations constatées

* Constataion personnelle de Monsieur Sauterey.

dans les couches de surface reposant sur les couches de grave-ciments ou des grave-laitier sont entraînées par la fissuration de ces dernières.

A titre d'exemple nous donnons, sur la Figure 28 les résultats obtenus in-situ pendant les essais WASHO. Ces courbes indiquent clairement combien les contraintes thermiques peuvent être importantes surtout dans les régions froides.

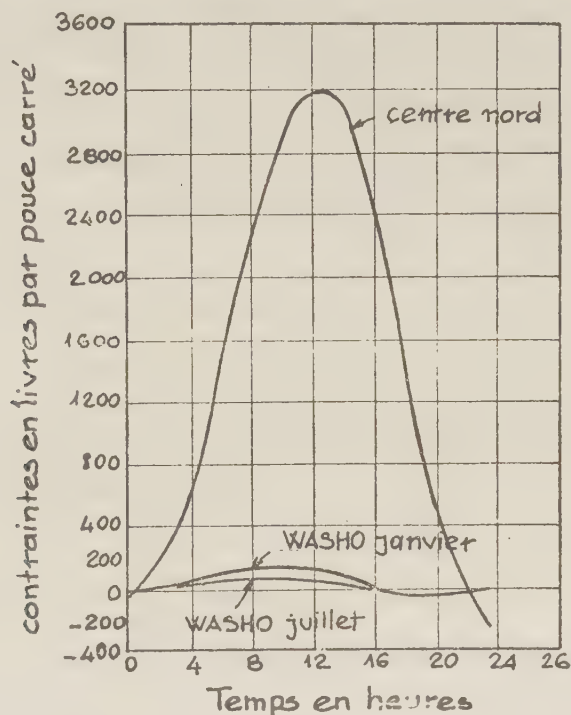


Figure 28. Variation des contraintes de traction à la surface de la chaussée avec le temps pour des conditions de température différentes.

Il est difficile de dire, tout de même, que ce sont uniquement les gradients thermiques qui sont responsables de la fissuration des chaussées souples, mais on peut dire qu'ils sont une des causes majeures et qu'ils sont particulièrement dangereux lorsqu'ils sont combinés aux contraintes dues aux charges extérieures.

Notons enfin que les contraintes d'ordre thermique sont une traction plus ou moins "pure" suivant le gradient thermique dans la couche de surface et l'adhérence de celle-ci avec la couche de base alors que les contraintes d'ordre mécanique résultent de la flexion de la couche de surface.

On peut dire que les constatations faites sur les chaussées et les essais conventionnels de laboratoire sont insuffisants pour expliquer ce phénomène avec exactitude. Des études rhéologiques sur les enrobés et sur les films minces de bitume pur, en particulier des essais de fluage et de traction directe dans la gamme des très basses températures peuvent fournir des renseignements très utiles pour maîtriser ce phénomène peu contrôlable à présent.

CHAPITRE IV

EXPÉRIMENTATION ET RÉSULTATS OBTENUS

Dans ce chapitre, après un bref exposé de l'expérimentation proprement dite, les résultats et leur discussion seront présentés.

I — ESSAIS DE TRACTION DIRECTE

A. EXPÉRIMENTATION.

Après avoir mis au point les essais de traction directe les températures et les vitesses de déformation furent choisies.

a. Températures.

Comme on effectue des essais de compression parallèlement aux essais de traction, les températures d'essai ont été choisies en s'imposant de retenir d'abord 18°C, celle-ci étant la température standard de l'essai Duriez. On a choisi les autres températures dans la gamme de celles qui pouvaient être obtenues par notre générateur froid et chaud de telle façon qu'elles soient réparties au mieux dans cette gamme. Ces 6 températures sont:

-9°C, 0°C, 9°C, 18°C, 36°C, 50°C

La fragilité (Frass) du bitume utilisé étant de -11°C et son point de ramollissement étant de 51°C, cette gamme a été jugée convenable tant pour les essais de traction que pour les compressions et les brésiliens.

b. Vitesses de déformation.

Les vitesses de déformation ($d\epsilon/dt$) ont été choisies parmi les 12 vitesses disponibles sur la presse de façon à avoir des temps de charge répartis au mieux. Ces 4 vitesses sont:

$$1,27 \text{ mm/s} - 0,164 \text{ mm/s} - 1 \text{ mm/mm} - 0,13 \text{ mm/mm}$$

On obtient alors, en traction, des temps de charge variant entre 0,615 et 406 secondes.

c. Distribution au hasard des éprouvettes.

Les 8 éprouvettes de traction confectionnées à la fois sont distribuées au hasard sur le plan d'essai d'une journée afin d'éviter d'utiliser systématiquement la même éprouvette compactée par le même piston de la presse pour un essai donné.

d. Préparation des éprouvettes et conservation.

Les éprouvettes sont carottées et sciées le jour de confection après refroidissement complet. Le jour suivant elles sont collées et laissées à la température ambiante pendant 48 heures pour durcissement. Après quoi elles sont mises en étuve à 18°C et transférées la veille du jour de l'essai dans des étuves réglées aux températures d'essais.

e. Plan de travail.

La confection a lieu 3 jours par semaine à raison de 8 éprouvettes par jour. Ces éprouvettes sont essayées la semaine suivante (8 jours après confection) pendant 3 jours en utilisant 2 températures et 4 vitesses par jour. L'équipe de fabrication étant différente, il est possible de travailler en continu.

f. Répétition.

Chaque essai de traction à une température et à une vitesse donnée fait l'objet de 6 répétitions.

g. Etalonnage des capteurs de déformation et des pesons.

Chaque palpeur et leur somme ont été d'abord vérifiés électriquement à l'aide d'un voltmètre numérique, puis étalonnés à l'aide d'une vis micrométrique sur trois calibres ($\pm 0,1$ mm, $\pm 0,3$ mm, ± 1 mm) les courbes d'étalonnage ont été dressées.

Les pesons étalonnés pendant fabrication à l'aide des anneaux dynamométriques ont été étalonnés de nouveau avant chaque essai sur la sensibilité choisie en utilisant les moyens électriques de l'amplificateur de l'enregistreur, pour éviter l'erreur due à la dérive dans le temps de l'amplificateur à lampe. Les calculs sont faits d'après cet étalonnage.

h. Dispersion des résultats.

Afin de garantir une bonne reproductibilité des essais certaines précautions ont été respectées:

- On a utilisé rigoureusement les granulats et le bitume provenant d'une même source pour la fabrication des éprouvettes.
- Les éprouvettes ont été toujours confectionnées par la même équipe.
- La densité apparente des éprouvettes a été calculée systématiquement après démoulage pour s'assurer de l'homogénéité des fabrications.
- L'étalonnage des capteurs de déformation et de force a été fait en utilisant le même enregistreur employé pour les essais.

- La sensibilité des capteurs de déformation et de force a été réglée pour chaque essai de façon que la réponse des galvanomètres de l'enregistreur soit la plus linéaire possible.

L'erreur expérimentale totale résulte de l'hétérogénéité inhérente aux enrobés bitumineux et de l'erreur expérimentale caractéristique de la précision de mesure (la précision des appareils a été donnée sous leur propre rubrique).

La dispersion des résultats (à la rupture) a été calculée à l'aide de l'ordinateur CAE 510 du L.C.P.C. Nous avons déterminé le coefficient de variation (écart-type/moyenne) pour chaque essai sur 6 (parfois 5) répétitions. Nous donnons ci-dessous le coefficient de variation moyen pris sur 24 séries d'essais de traction (6 températures x 4 vitesses) pour les mesures de contraintes, de déformations et de temps séparément. Il est de :

- 8,5% (avec un maximum de 17%) pour les mesures de contraintes,
- 11,4% (avec un maximum de 22%) pour les mesures de déformations,
- 8,8% (avec un maximum de 19%) pour les mesures de temps.

Compte tenu de la nature des essais, on peut dire que les résultats sont peu dispersés. Néanmoins nous pensons que, pour les essais de traction, une répétition de 6 est nécessaire.

3. RESULTATS OBTENUS ET LEUR DISCUSSION.

Dans toutes les expériences effectuées, nous avons donc enregistré, tout au long de l'essai la force appliquée, la déformation résultante ainsi que le temps écoulé. L'enregistrement a été poursuivi au-delà de la rupture lorsque celle-ci n'était pas fragile..

Les résultats obtenus sont présentés sous forme de graphiques.

Les Figures 29 à 36 représentent les courbes effort-déformation. Ce sont les courbes moyennes calculées d'après les résultats de 6 répétitions.

L'étude de ces courbes montre:

- que l'influence de la température sur la résistance et la déformation de l'éprouvette est considérable. Dans la gamme de températures et de vitesse utilisée, la résistance varie entre 0,12 bars et 32 bars environ. En général, plus la température est élevée, plus la résistance est faible. La résistance maximale correspond à 9°C pour une vitesse de 1,27 mm/s. Pour cette même vitesse, et pour les températures au-dessous de 9°C une diminution de la résistance est constatée.
- que plus la vitesse de déformation est rapide plus la résistance est élevée.
- que les déformations à la rupture croissent lorsque la température augmente ou la vitesse diminue. Dans la gamme de températures et de vitesses utilisée la déformation relative à la rupture varie entre $0,16 \times 10^{-3}$ et $8,46 \times 10^{-3}$.
- que le mode de rupture dépend à la fois de la température et de la vitesse de déformation.
- qu'aux basses températures (ou pour des vitesses élevées) la rupture est nette et fragile. Au fur et à mesure que la température augmente (ou la vitesse diminue), l'éprouvette commence à manifester un certain écoulement, ceci étant très net à 36°C et 50°C.

Les Figures 37 à 40 représentent la résistance à la traction en fonction du temps de charge et de la température. Ces courbes confirment les constatations précédentes et donnent une idée nette en ce qui concerne le temps de charge. Celui-ci varie, dans la gamme de températures et de vitesses utilisée, entre 0,615 et 406 secondes.

Le temps de charge semble être uniquement fonction de la vitesse de déformation. En effet, quelle que soit la température, on obtient les temps de

charge suivants pour 4 vitesses utilisées :

pour V1 = 1,27 mm/s	0,615 s < t < 0,8 s
pour V2 = 0,164 mm/s	4,1 s < t < 6,64 s
pour V3 = 1,64 mm/min	358 s < t < 66 s
pour V4 = 0,13 mm/min	322 s < t < 406 s

Ces résultats montrent que, quelle que soit la température, le temps de charge a tendance à rester constant pour une vitesse nominale donnée. Ceci ne veut pas dire que les déformations à la rupture sont indépendantes de la température: en effet les vitesses réelles de déformation sont plus faibles que les vitesses nominales aux basses températures.

La Figure 4I, que nous avons établie sur les coordonnées logarithmiques, représente les courbes isothermes de la résistance à la rupture en fonction du temps. Cette figure est en quelque sorte le résumé de tout ce que nous venons de dire sur la résistance.

On constate sur cette figure qu'arrivé à une certaine limite inférieure de température la résistance se stabilise et semble diminuer. Une légère diminution a lieu à -9°C . Il est intéressant de noter que la fragilité du bitume (Frass) utilisé est de -11°C . Si l'on faisait un essai au-dessous de cette température (notre générateur froid ne le permettait pas) on constaterait probablement une nette chute de la résistance, constatation déjà faite par E.Tons et E.Krokosky (20) à -29°C .

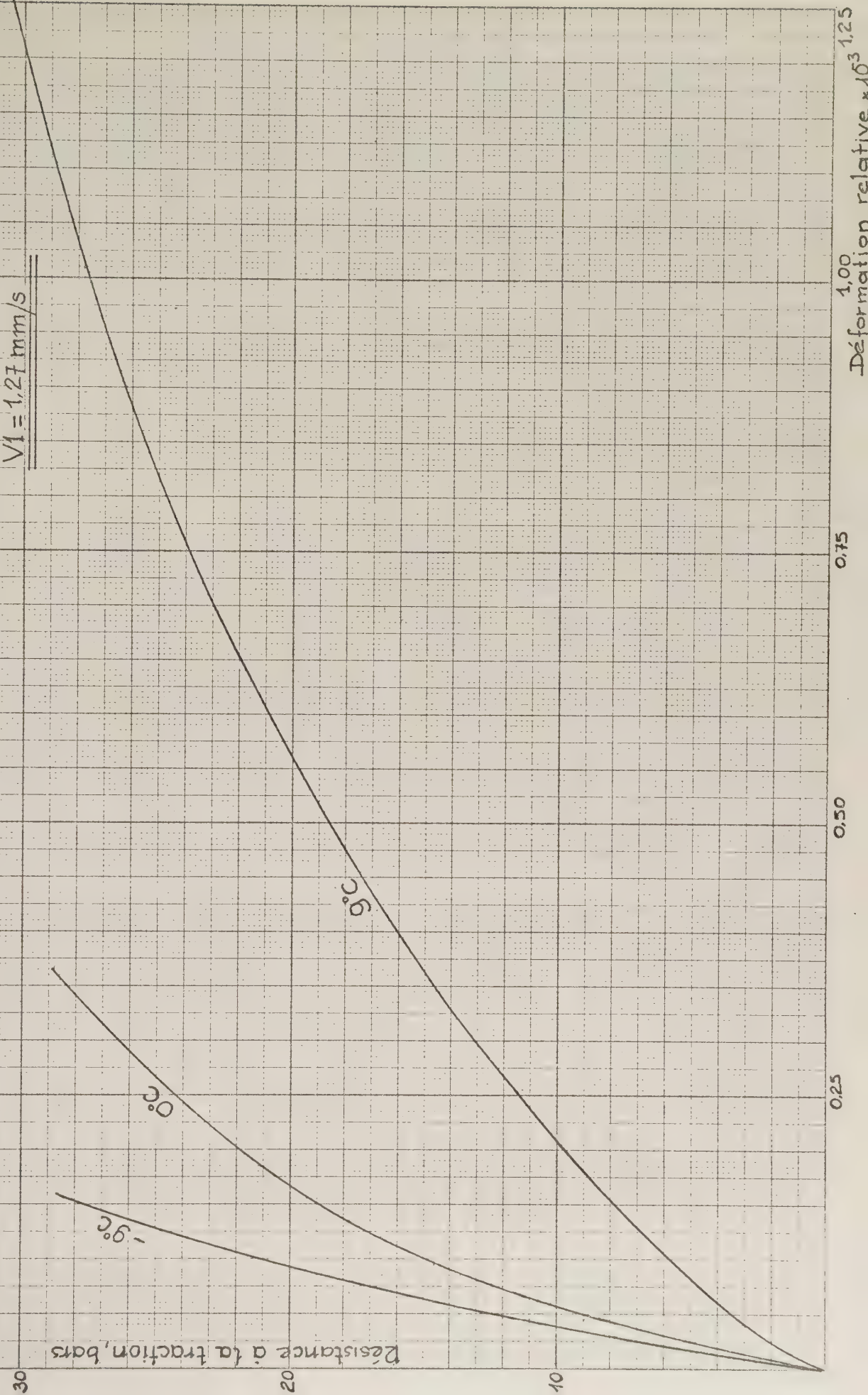
Le palier (stabilisation) autour de 0°C peut donc s'expliquer par la fragilité du bitume. Autrement dit, la limite de la résistance du liant étant atteinte, le film de bitume se rompt, entraînant la cassure des cailloux situés dans la section de rupture.

Quant à la diminution de la résistance aux basses températures, comme E.Tons et E. Krokosky, nous pensons pouvoir attribuer ce phénomène à la non-déformabilité des vides.

ESSAIS DE TRACTION

Figure 29. Courbes effort-déformation

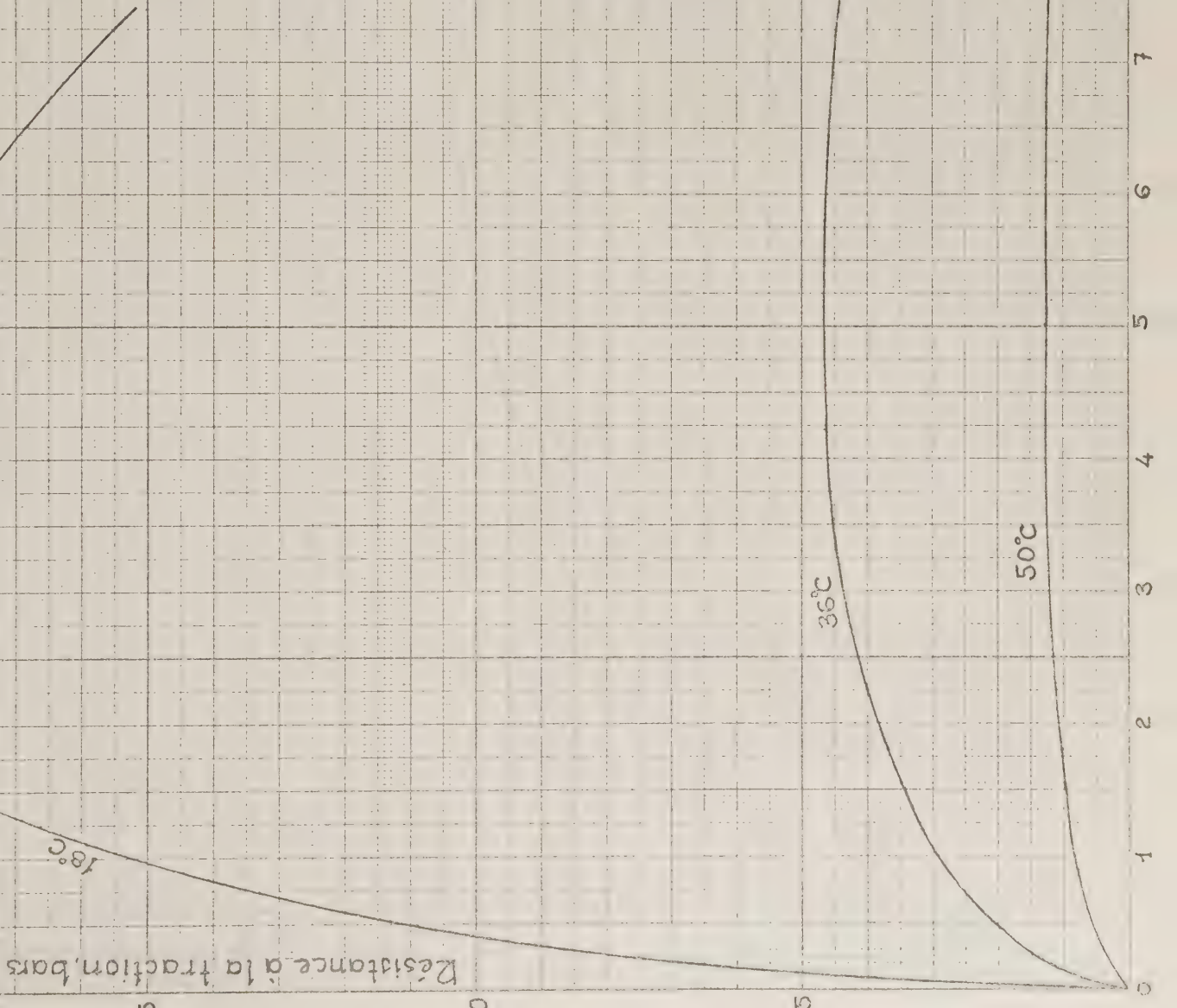
$V1 = 1,27 \text{ mm/s}$



ESSAIS DE TRACTION

Figure 30. Courbes effort-déformation

$$V_1 = 1.27 \text{ mm/s}$$



ESSAIS DE TRACTION

Figure 31. Courbes effort-déformation

$V_2 = 0,164 \text{ mm/s}$

Résistance à la traction, bars

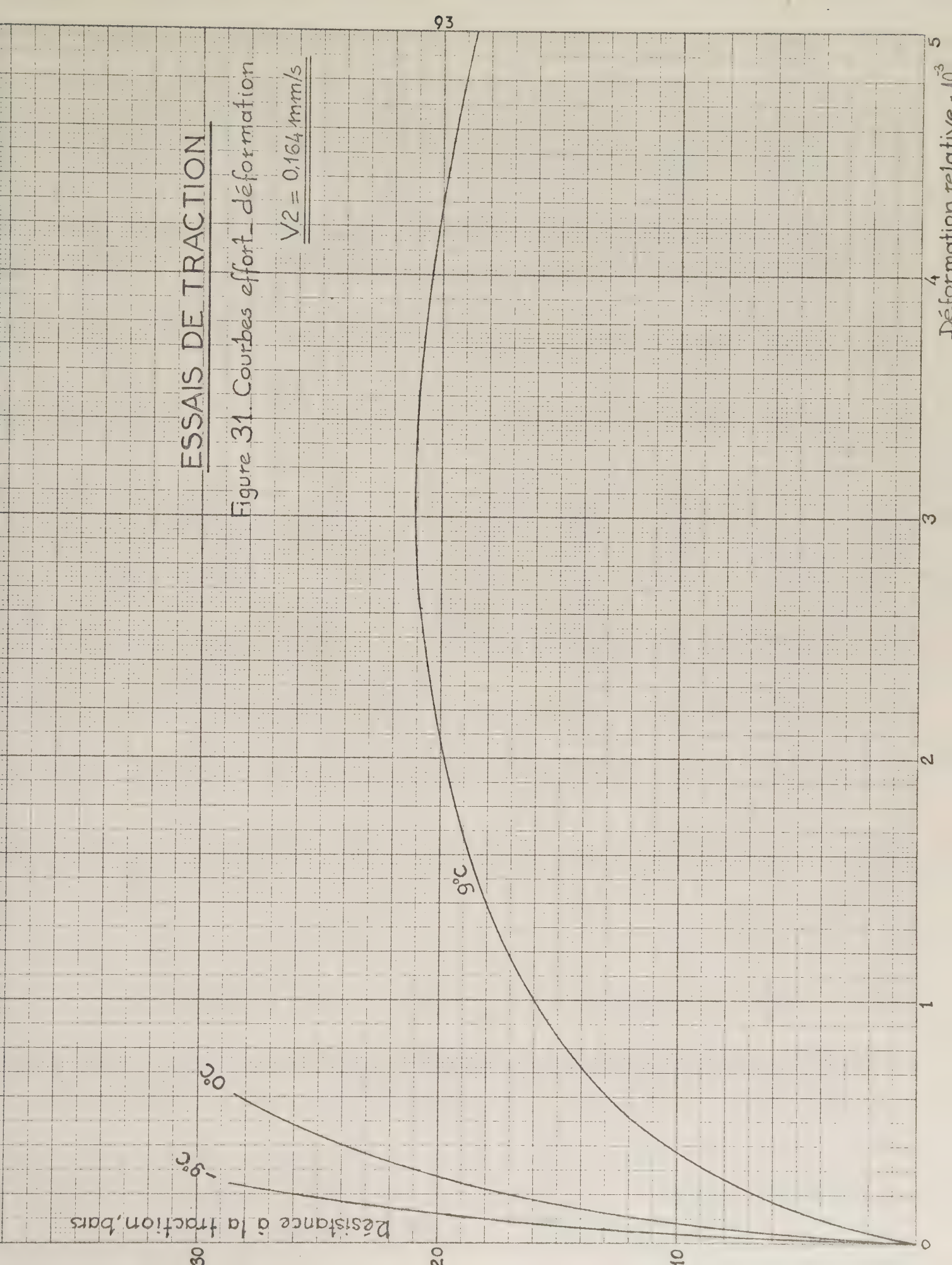
-9°C

0°C

9°C

93

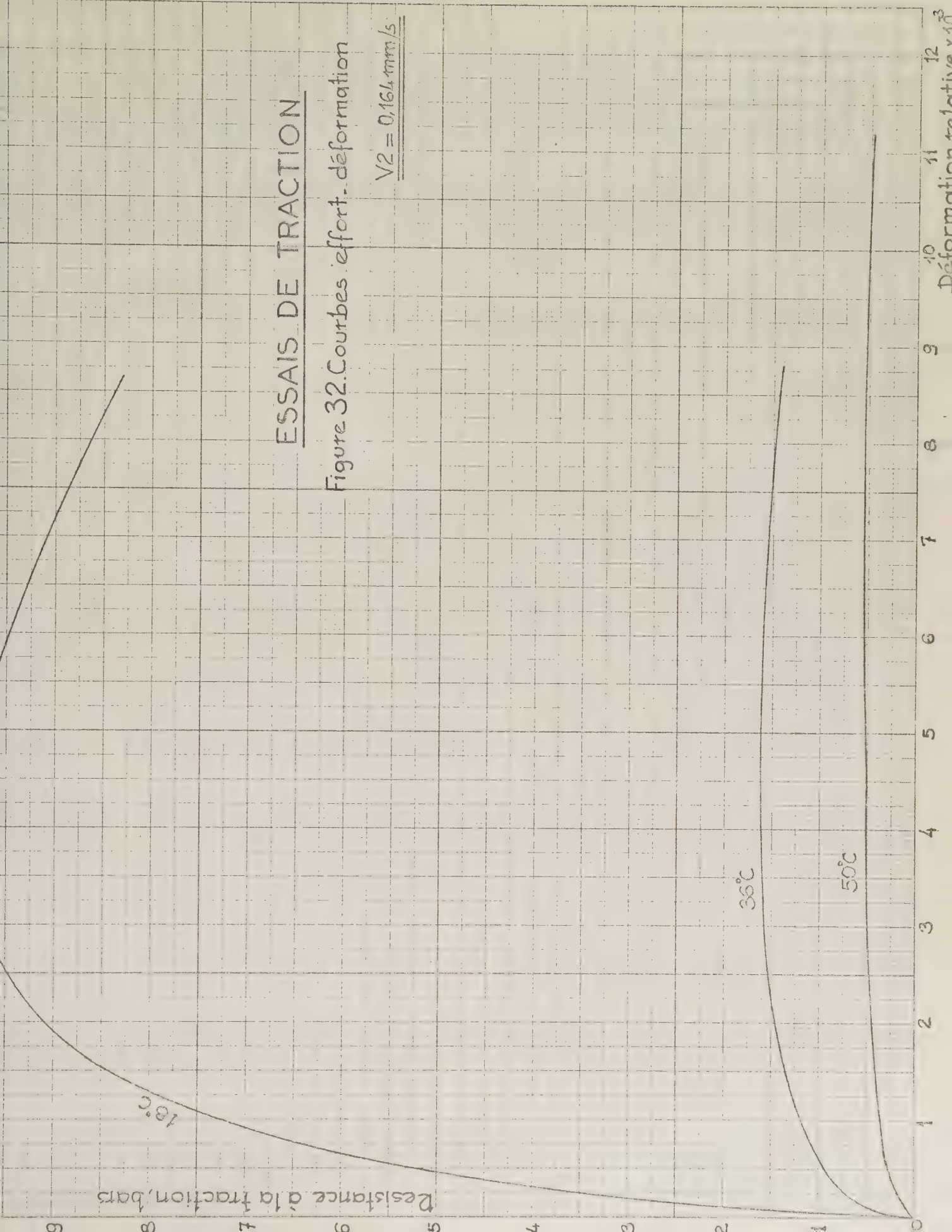
Déformation relative - 10⁻³



ESSAIS DE TRACTION

Figure 32. Courbes effort-déformation

$$\underline{\underline{V_2 = 0,164 \text{ mm/s}}}$$

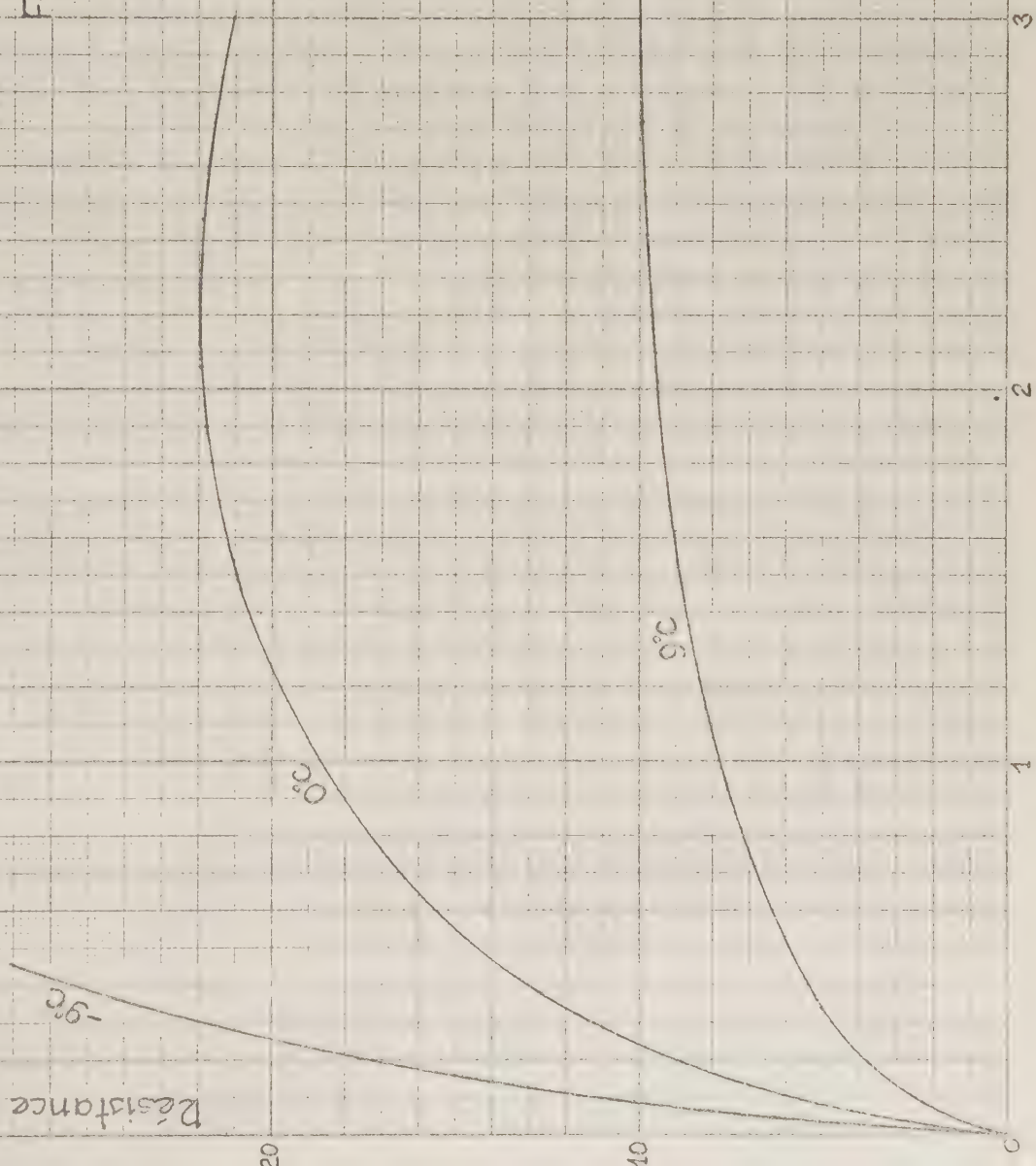


ESSAIS DETRACTION

Figure 33. Courbes effort-déformation

$V3 = 1.0 \text{ mm/mm}$

Résistance à la traction, bars



3

2

1

0

10

20

30

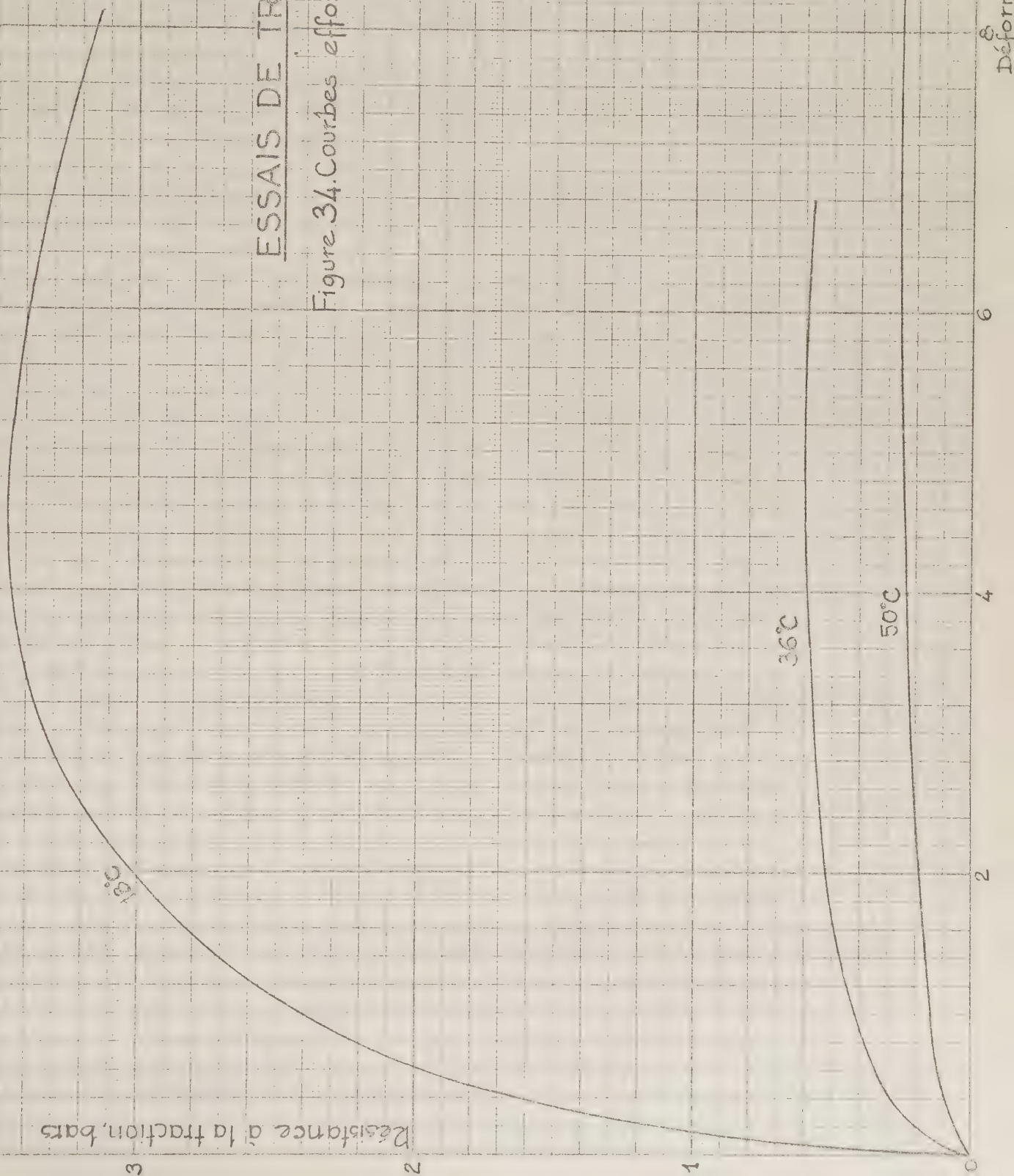
Déformation relative $\times 10^3$

5

ESSAIS DE TRACTION

Figure 34. Courbes effort-déformation

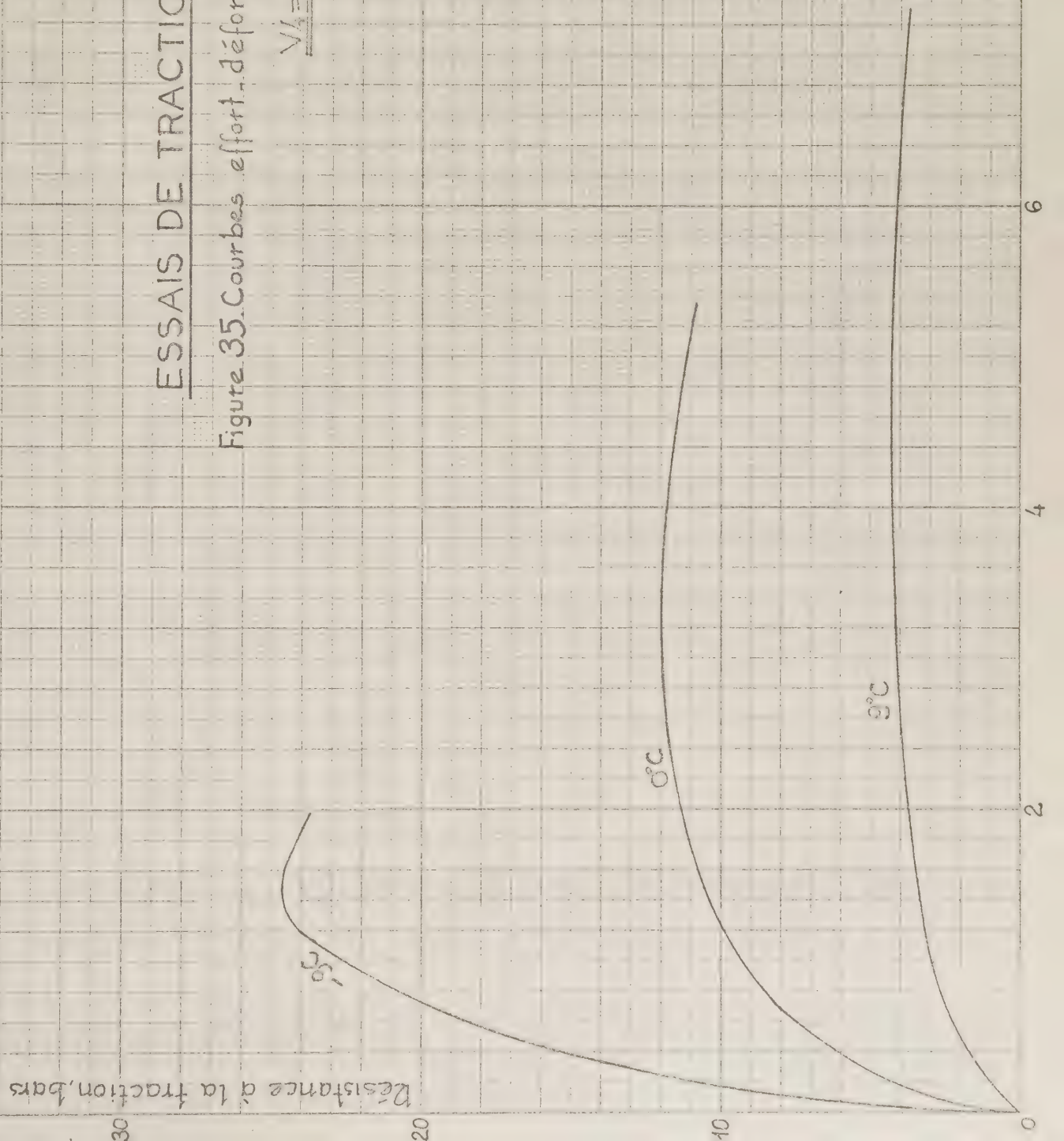
$V_3 = 1.0 \text{ mm/mm}$



ESSAIS DE TRACTION

Figure 35. Courbes effort-déformation

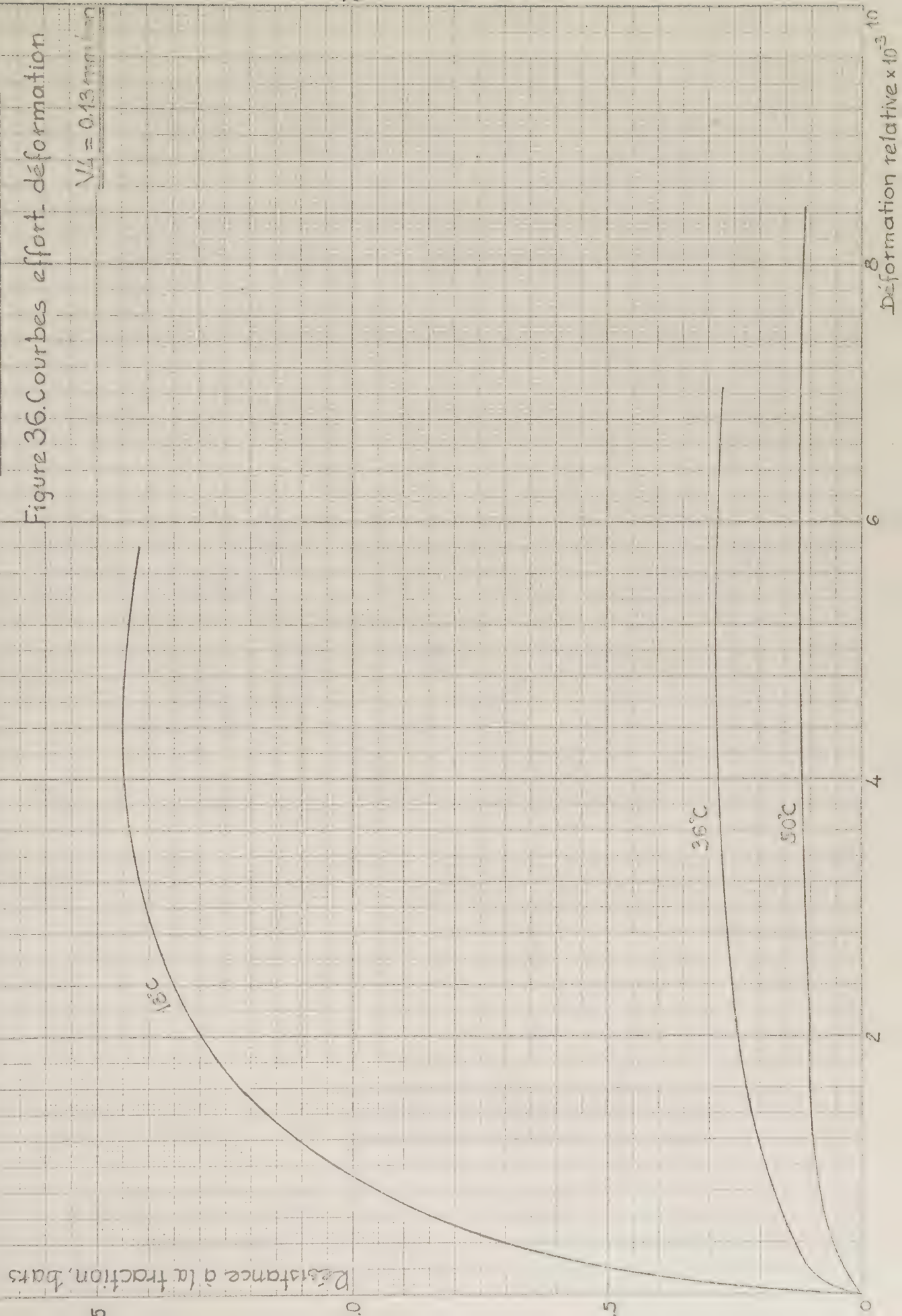
$$\dot{\epsilon} = 0,13 \text{ mm/min}$$



ESSAIS DE TRACTION

Figure 36. Courbes effort-déformation

$V_L = 0.13 \text{ mm/mm}$

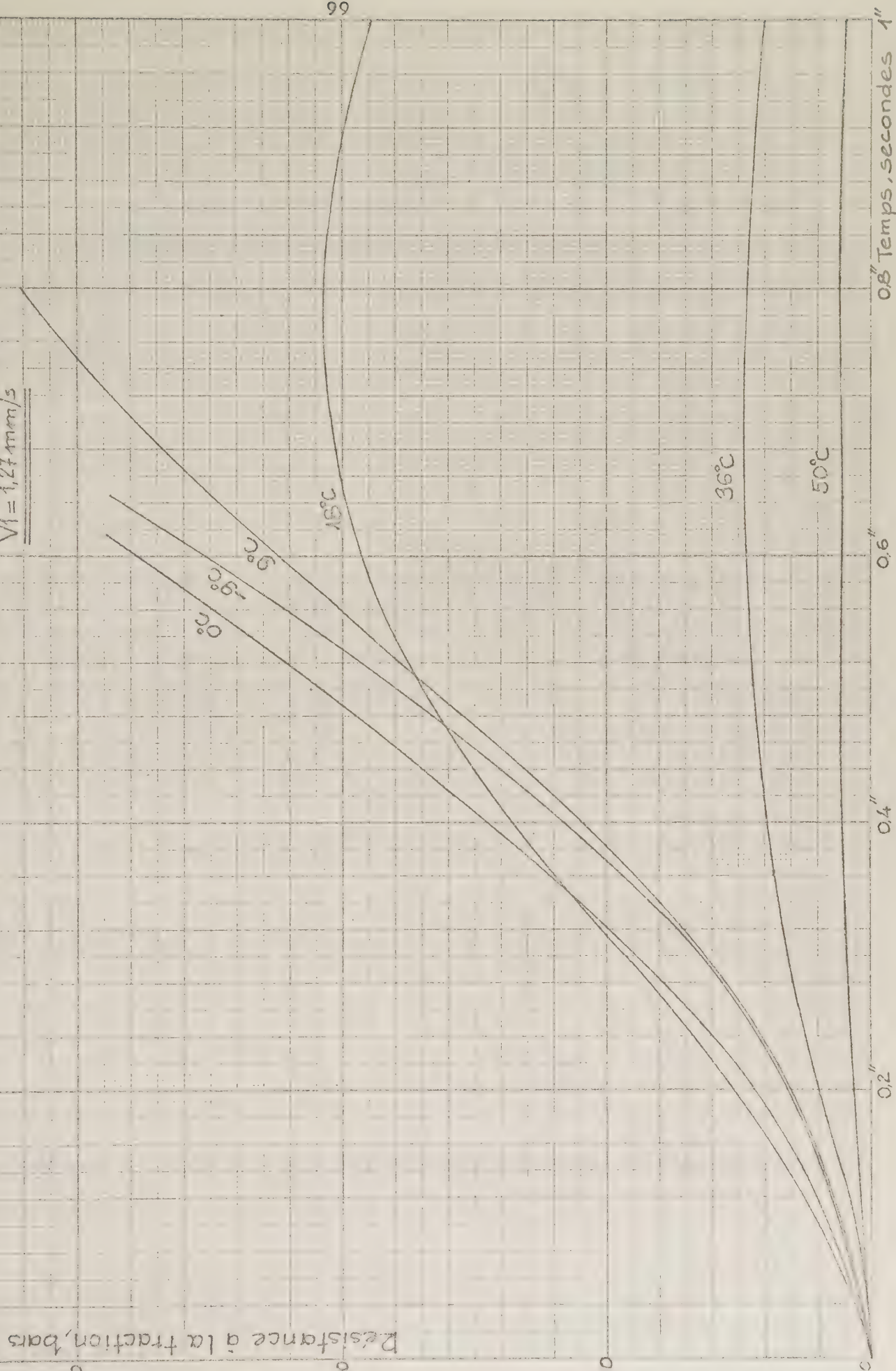


ESSAIS DE TRACTION

Figure 37. Résistance en fonction du temps

$V = 1,27 \text{ mm/s}$

Résistance à la traction, bars

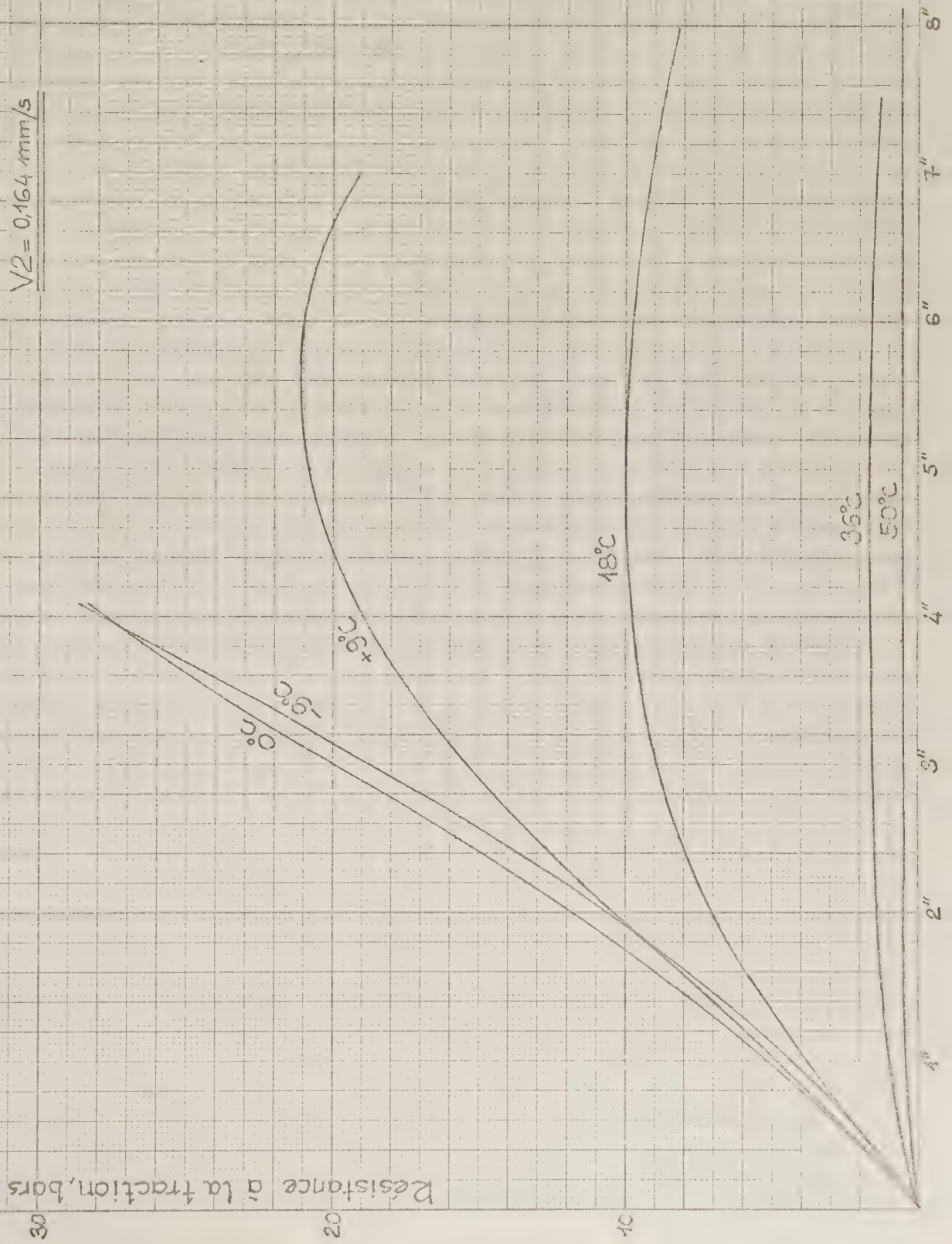


ESSAIS DE TRACTION

Figure 38. Résistance en fonction du temps

$$\underline{V_2 = 0.164 \text{ mm/s}}$$

Résistance à la traction, bars



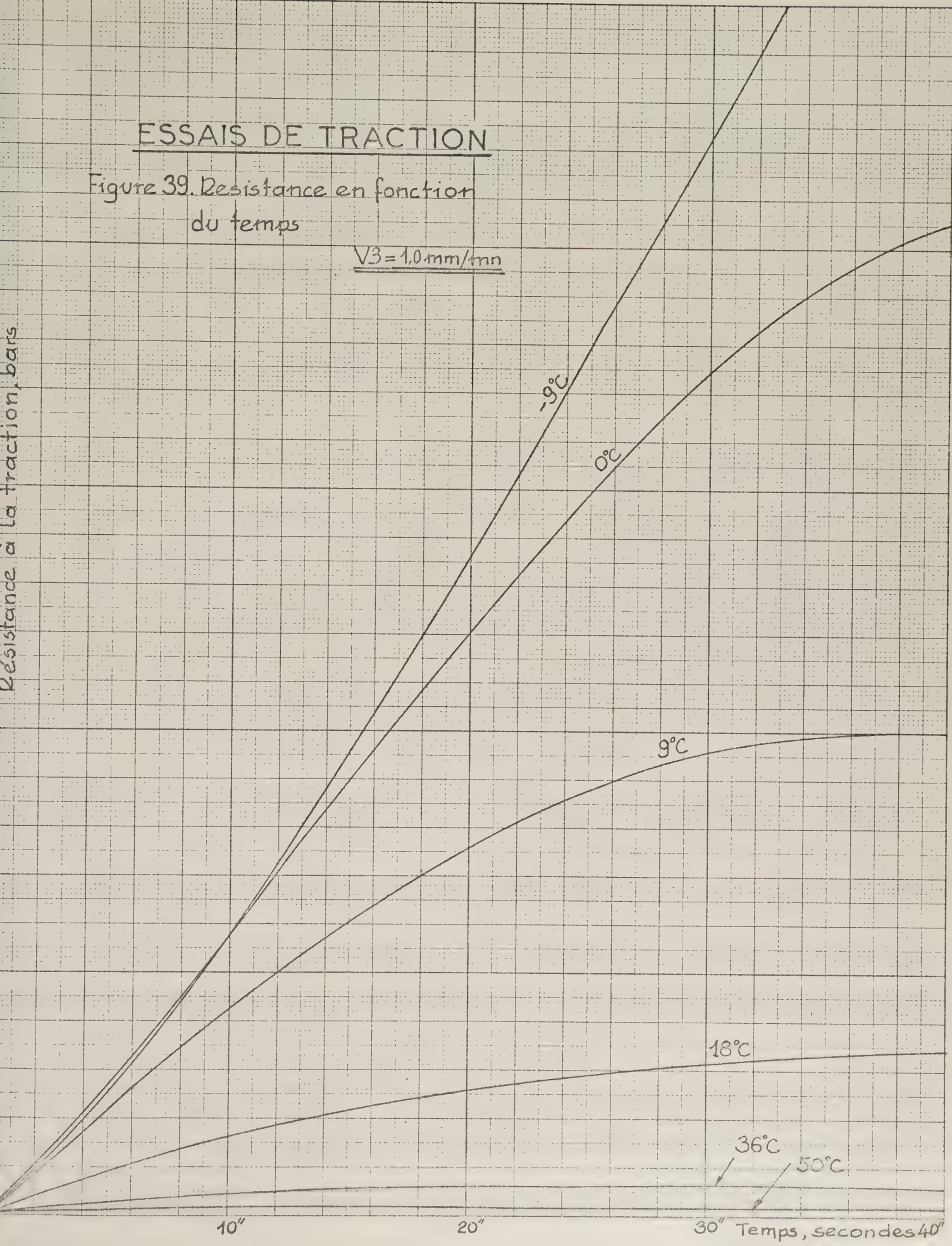
8" Temps, secondes

ESSAIS DE TRACTION

Figure 39. Résistance en fonction
du temps

$$\underline{V_3 = 1,0 \text{ mm/mn}}$$

Résistance à la traction, bars



ESSAIS DE TRACTION

Figure 40. Résistance en fonction du temps.

$$\underline{V_4 = 0,13 \text{ mm/mn}}$$

Résistance à la traction, bars

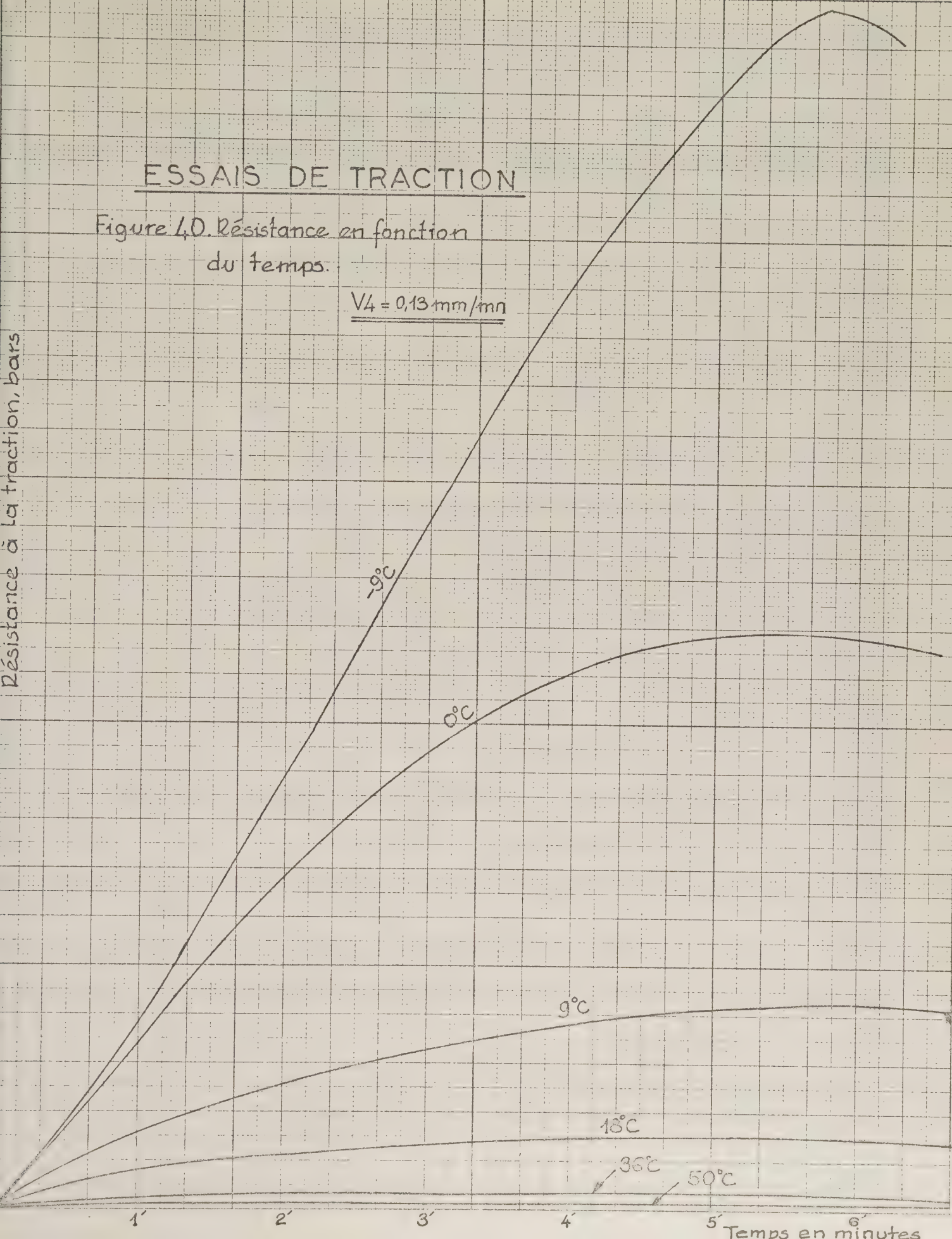
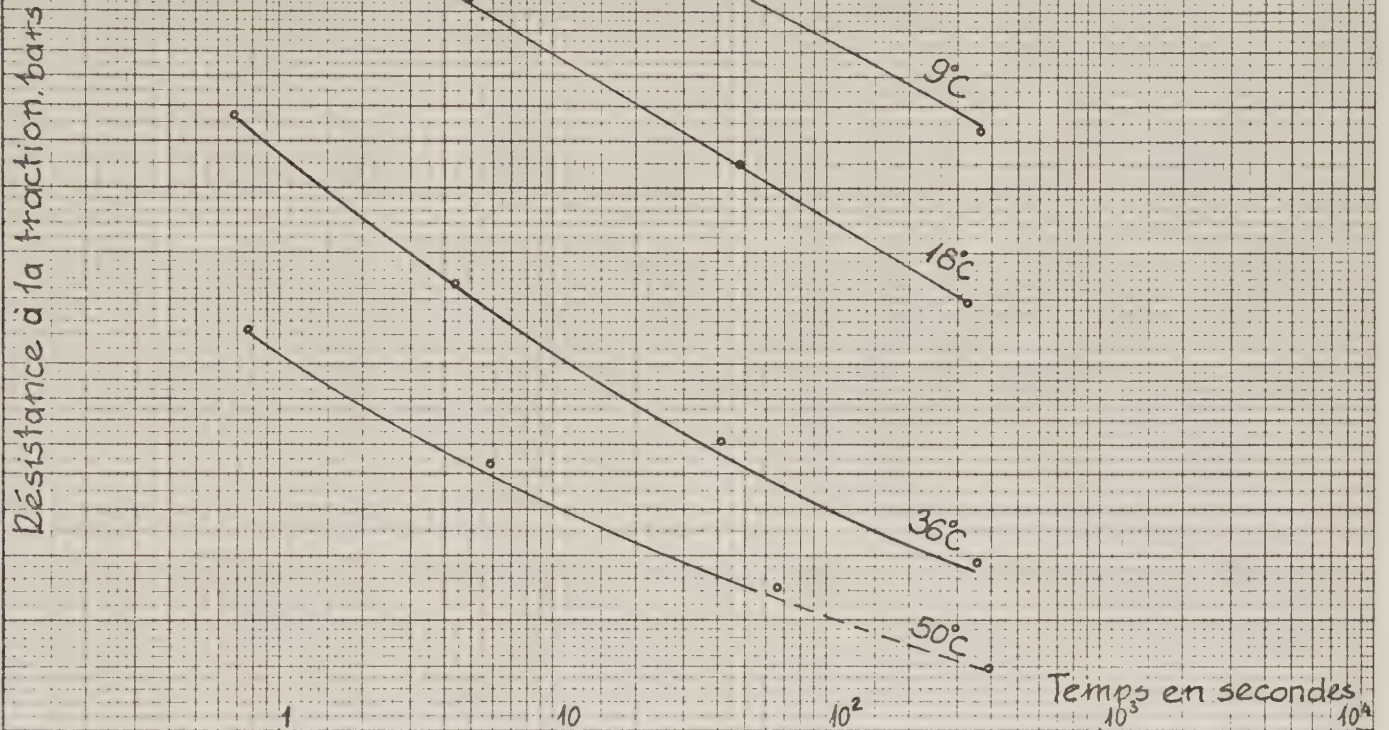


Figure 41. Résistance à la rupture en fonction du temps

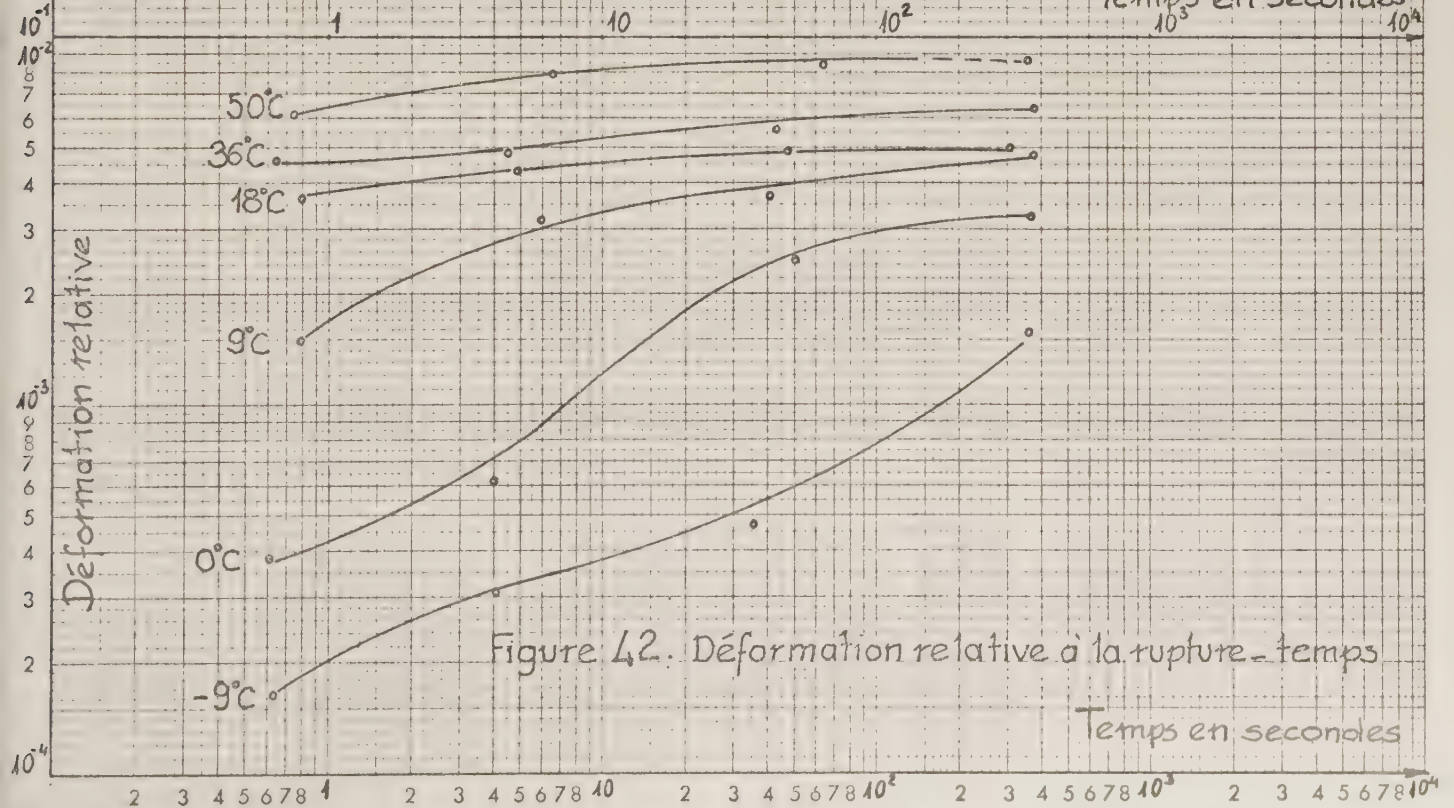
Résistance à la traction, bars



Déformation relative

Figure 42. Déformation relative à la rupture - temps

Temps en secondes

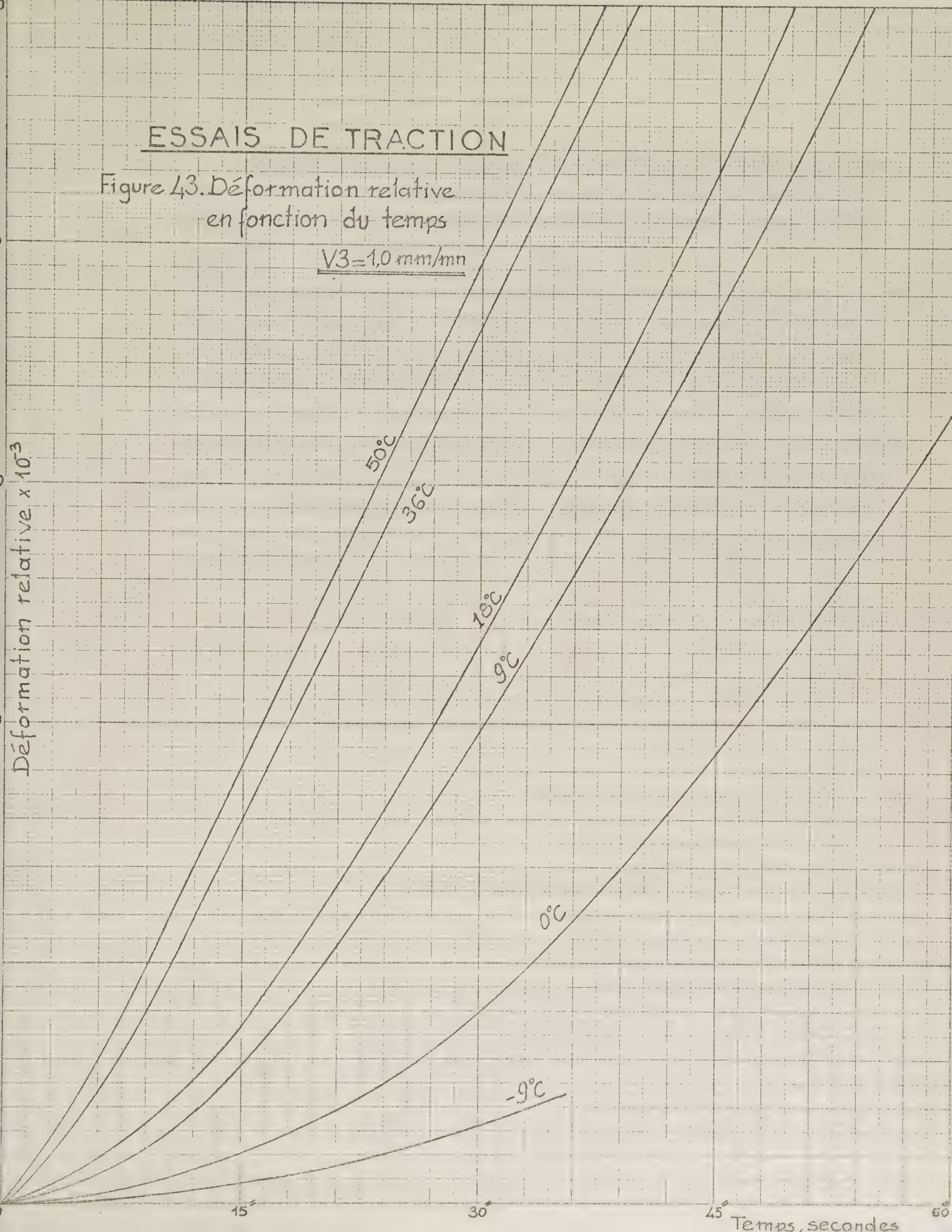


ESSAIS DE TRACTION

Figure 43. Déformation relative
en fonction du temps

$$\underline{V_3 = 1,0 \text{ mm/mn}}$$

Déformation relative $\times 10^{-3}$



Temps, secondes

En effet, on sait que dans certains matériaux vitreux tels que céramiques, la forme d'un vide (porosité) ne change pas lorsque le matériau subit une déformation. (20). Dans l'enrobé un vide peut changer de forme à condition que la température soit assez élevée.

Le bitume n'a pas une température fixe de transition vitreuse à cause de ses caractéristiques colloïdales qui lui donne une large distribution de poids moléculaires. Mais lorsque l'on descend aux températures assez basses (autour de 0°C) l'enrobé devient fragile; pourtant un certain écoulement est toujours constaté. Au voisinage de -9°C un vide ne pouvant changer de forme, provoque une concentration intense des contraintes (Figure 44a) autour de lui. Cette concentration engendre des fissures locales qui entraînent immédiatement la rupture totale de l'éprouvette avant que la limite de la résistance du liant soit atteinte. Cette concentration des contraintes s'exprime par l'équation d'Ingles :

$$\sigma_m = 26 \sqrt{\frac{c}{\rho}} \dots\dots\dots 4.I$$

où

c = moitié de la vide

ρ = rayon de courbure

*

(suit Figure 44 page 106)

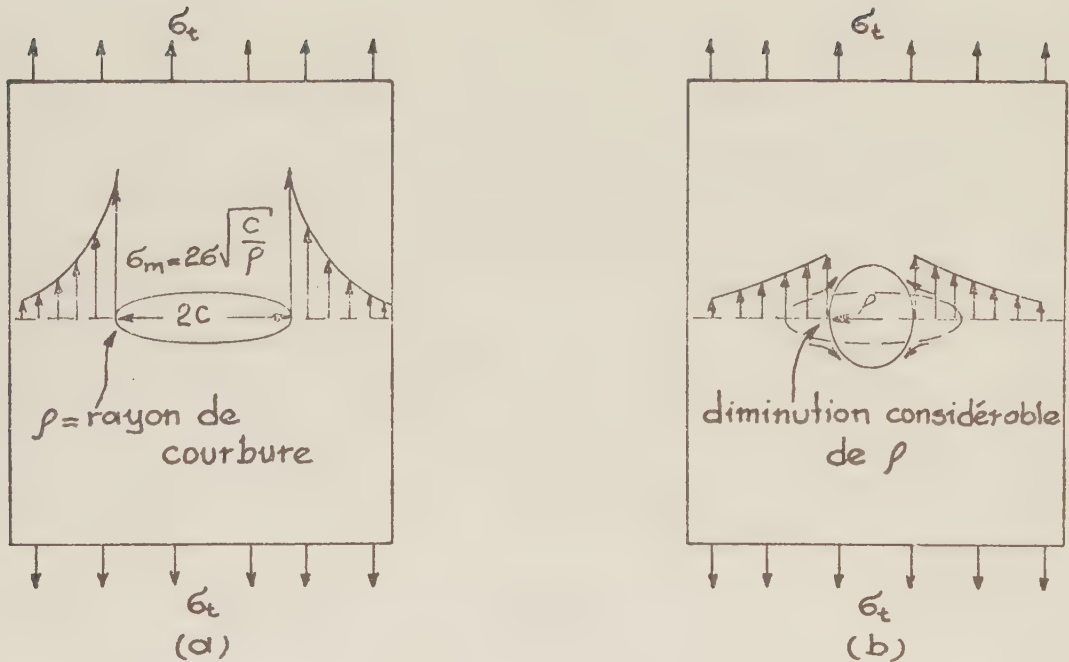


Figure 44. Concentration des contraintes autour d'un vide dans l'enrobé

Lorsque la température est assez élevée, le vide change de forme (Fig. 44b); ρ diminue entraînant une diminution de la concentration. C'est la raison pour laquelle, pensons-nous, la résistance est plus élevée (pour $V=1,27\text{mm/s}$) à $+9^\circ\text{C}$ qu'à -9°C .

La Figure 43, donnée à titre d'exemple, représente les courbes de la déformation relative en fonction du temps. La Figure 42 montre que la variation de la déformation avec le temps est plus importante aux basses températures. L'influence du temps de charge sur la déformation relative à la rupture diminue lorsque la température augmente. Ainsi peut-on déduire que la déformation relative a tendance à rester constante aux fortes températures quel que soit le temps de charge, et qu'elle diminue nettement aux basses températures lorsque le temps de charge diminue.

Nous avons vu l'influence très considérable de la température et de la vitesse de déformation (du temps) sur les propriétés mécaniques de l'enrobé bitumineux. Il serait donc utile d'examiner cette dépendance brièvement.

C. DEPENDANCE DU TEMPS ET DE LA TEMPERATURE.

La résistance des corps viscoélastiques (dont le béton bitumineux) dépend principalement des deux facteurs:

- La vitesse de déformation, autrement dit le temps de charge (fréquence dans les essais dynamiques)
- La température.

a. Dépendance de la vitesse de déformation et de la température.

L'influence de la vitesse de déformation s'explique d'une façon relativement simple. On relie cette influence au temps de relaxation défini précédemment. Lorsque la vitesse de déformation ($d\epsilon/dt$) est élevée le matériau n'a pas de temps pour se relaxer. D'où une résistance momentanément élevée. Il convient de donner ici un exemple simple. Lorsque l'on frappe brusquement la surface de l'eau (ou d'un liquide quelconque) avec la paume de la main, on sent une grande résistance, tandis que lorsque l'on plonge la main doucement, la résistance offerte par l'eau est extrêmement faible.

On peut déduire de ce fait que les charges statiques peuvent être aussi critiques pour les chaussées (circulation à faible vitesse, aires de stationnement pour les poids lourds, etc...) que les charges dynamiques. Le comportement des matériaux doit donc être connu, aussi bien sous les charges dynamiques que sous les charges statiques.

Quant à l'influence de la température, elle est à la fois évidente et complexe. Elle est évidente parce qu'il suffit d'observer

le comportement d'une chaussée en hiver et en été sous la même charge. Elle est complexe parce qu'elle ne peut s'expliquer qu'à l'aide d'une théorie moléculaire.

b. Théorie moléculaire.

Depuis une vingtaine d'années, plusieurs théories moléculaires ont été développées pour mieux expliquer le comportement des corps viscoélastiques. Toutes ces théories sont basées sur le mouvement brownien d'une molécule supposée isolée dans un solvant. Une telle molécule est en continuel mouvement au hasard pour réarranger sa configuration. L'énergie qui provoque ce mouvement dit brownien est l'énergie thermique.

Cette théorie emploie la prévision, déduite des statistiques des chaînes moléculaires des polymères, que deux points de la chaîne moléculaire séparés par au moins 50 atomes, sont reliés entre eux dans l'espace conformément à une distribution gaussienne des vecteurs (5,2). En l'absence des sollicitations extérieures, la forme de cette distribution reste la même indépendamment des distances atomiques, des angles, des interactions avec le solvant et des empêchements de la rotation libre.

La théorie statistique de l'élasticité caoutchoutique indique

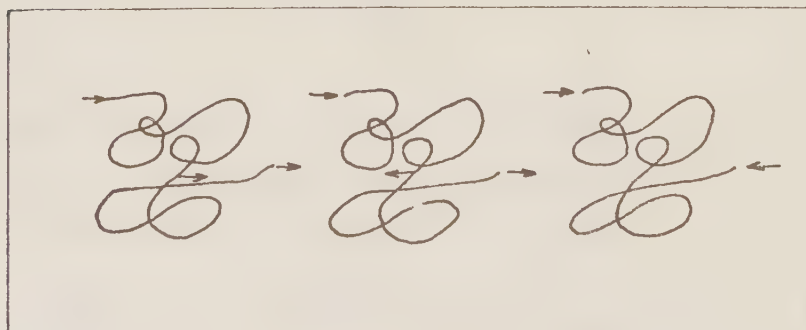


Figure 45. Illustration schématique des modes caractéristiques du mouvement coordonné d'une chaîne moléculaire flexible (5).

que les fluctuations dans la longueur des segments de chaîne forcent ces segments à se comporter comme des ressorts Hookeien sous tension (5,2). Ils emmagasinent de l'énergie à cause de la diminution de l'entropie associée aux restrictions des assortissements des configurations qu'ils peuvent avoir. Par conséquent on peut dire que la partie élastique de comportement viscoélastique des hauts polymères (dont les enrobés bitumineux) vient du mouvement brownien de cette manière.

Quand une solution diluée de molécules de polymères est soumise à une force extérieure, la distribution des vecteurs entre deux points de la chaîne est perturbée. Si cette perturbation ne dépasse pas une certaine limite, le mouvement brownien au hasard continue et tend à ramener la distribution à sa forme précédente qui est gaussienne. Le comportement viscoélastique est ainsi relié à l'interaction de ces deux effets. Lorsque la perturbation n'est pas importante, le comportement du corps est dit "viscoélastique linéaire". Par contre le comportement est "non linéaire" si la perturbation est très importante (2,5).

Théorie de Rouse.

Cette théorie développée par Rouse fait l'hypothèse que la molécule est divisée en N sous molécules, chacune étant constituée de q unités dites monomères. Les forces hydrostatiques qu'exerce le solvant en s'écoulant, sont considérées comme concentrées à la jonction de ces sous molécules.

La résistance rencontrée par la jonction d'une seule sous molécule se déplaçant dans son environnement est caractérisée par un coefficient de frottement f_0 . La valeur moyenne de ce coefficient pour toutes les jonctions s'écrit:

$$f_0 = q \zeta_0 \dots\dots\dots 4.2$$

où

q = nombre de monomères constituant la sous molécule

ξ = coefficient de frottement monométrique

Cette théorie suppose que la viscosité interne de la molécule est nulle.

Les mouvements simultanés de toutes les jonctions des segments (Figure 45) peuvent être décrits par la somme des séries des modes coopératifs à l'aide d'une transformation des coordonnées. Chaque mode correspond à une distribution discrète au spectre de relaxation. Il convient donc d'exprimer les résultats en terme de spectre de relaxation duquel toutes autres fonctions caractéristiques peuvent être déduites (2,5).

$$H = n k T \sum_{p=1}^N \tau_p \delta(\tau - \tau_p) \dots\dots\dots 4.3$$

où

n = nombre de molécules du polymère/cm³

K = constante de Boltzmann

N = nombre des sous molécules constituant la molécule

T = température ,°K

δ = fonction Dirac

τ_p = temps de relaxation de la sous molécule.

Cette expression ne peut s'appliquer que pour les séries qui convergent pour $p < N$. Si $p \ll N/5$ τ_p peut s'écrire sous une forme plus convenable (2):

$$\tau_p = \sigma^2 N^2 f_0 / 6 \pi^2 p^2 k T = a^2 Z^2 \xi_0 / 6 \pi^2 p^2 k T \dots\dots 4.4$$

où

a = paramètre dépendant de la géométrie locale de la sous molécule

Z = degré de polymérisation.

Les exigences de la convergence limitent l'applicabilité de cette expression aux temps supérieurs à

$$5\tau_N \approx 0,1 a^2 q^2 \zeta / kT \dots\dots\dots 4.5$$

Mais ceci ne pose pas de problème car les valeurs de τ_p ne dépendent que de ζ_0 et a .

L'équation 4.3 peut s'écrire, pour les temps de relaxation courts sous une forme d'expression approximative continue:

$$H(\tau) = \frac{a z_n}{2\pi} \left(\zeta_0 \frac{kT}{6} \right)^{1/2} \tau^{-1/2} \dots\dots\dots 4.6$$

et c'est cette forme de la formule de Rouse qui s'emploie en pratique.

On se contentera de noter ici que la théorie de Zimm tient compte (bien que le point de départ soit le même que la théorie de Rouse) de l'interaction hydrodynamique des sous molécules en mouvement et que la résistance au frottement est caractérisée, non pas par un coefficient de frottement ζ_0 mais par la viscosité η_s du solvant. On notera également que la théorie de Rouse fut étendue au cas des polymères non dilués par Ferry et ses collaborateurs. Les explications approfondies de ces théories se trouvent dans la référence 5.

c. Facteur de translation.

L'équation 4.6 peut s'écrire sous la forme

$$H(\tau) = (\rho RT/M) \sum \tau_p \delta(\tau - \tau_p) \dots\dots\dots 4.7$$

D'autre part:

$$\tau = a^2 z^2 \zeta_0 / 6 \pi p^2 kT \dots\dots\dots (4.4)$$

Examinons ces deux équations pour expliquer la dépendance de la température.

Comme on le voit d'après ces équations, la température intervient de plusieurs façons:

- 1°) L'équation 4.7 contient un facteur "T" et comprend également la densité ρ qui diminue légèrement lorsque la température augmente, due à la dilatation thermique.
- 2°) L'équation 4.4 contient elle-aussi un facteur "T" et "a" qui peut changer légèrement avec la température, surtout lorsque l'empêchement de la rotation libre des chaînes de polymères est important.
- 3°) Mais c'est surtout le coefficient de frottement ζ_0 qui joue substantiellement, car, étant donnée la nature de viscosité, il dépend énormément de la température (2,5)

On peut associer ces trois effets en un seul facteur qui décrit le rapport de ζ_P à une température T à ζ_P à une autre température arbitraire T_0 . Il en résulte (2):

$$(\zeta_P)_T / (\zeta_P)_{T_0} = a_T = (a^2 \zeta_0)_T / (a^2 \zeta_0)_{T_0} \dots\dots\dots 4.8$$

Ce rapport " a_T " est communément appelé "facteur de translation". Si on considère, par exemple, les courbes $\log H$ en fonction de $\log \zeta$, comme " a_T " est le même pour tout ζ_P , l'effet de l'augmentation de la température de T_0 à T est de déplacer la courbe, vers le haut par $\log PT/\rho T_0$ et vers la gauche de $\log a_T$ (Figure 46). Dans cette opération la forme de la courbe ne change pas.

En appliquant ces translations à une courbe expérimentale, on suppose que chaque contribution au spectre est proportionnelle à ρRT et chaque temps de relaxation est proportionnel à $(a^2 \zeta_0 / T)$, que les autres hypothèses de la théorie de Rouse soient sujettes à des modifications ou non.

Alternativement, une courbe expérimentale à T peut être "réduite" à une position qu'elle occuperait à une température T_0 en traçant

$H_p = H T_0 \rho / \rho$ en fonction de τ/a_T et ceci si le coefficient de dilatation thermique $\alpha = - (1/\rho) \partial \rho / \partial T$ et le facteur de translation sont connus.

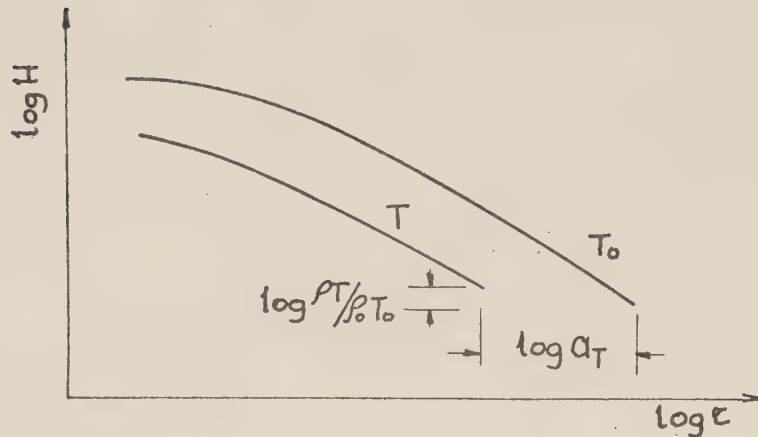


Figure 46. L'effet de changement de température sur le spectre de relaxation.

Le facteur de translation a_T n'a aucune forme fixe par avance. Sa forme se détermine expérimentalement ainsi que ses valeurs.

d. Les critères d'application de la méthode de variables réduites et la détermination de a_T .

L'application de la méthode que l'on vient de décrire exige quelques conditions:

- Les formes de courbes (à différentes températures) doivent avoir à peu près la même allure
- Les mêmes valeurs de a_T doivent superposer toutes les fonctions viscoélastiques
- La variation de a_T en fonction de T (sa dépendance en température) doit avoir une forme raisonnable compatible avec l'expérience.

Détermination de a_T .

En pratique a_T se détermine d'une manière très simple, d'après les résultats expérimentaux. Supposons que l'on a les résultats de résistance à la traction en fonction du temps de charge à différentes températures (Figure 47).

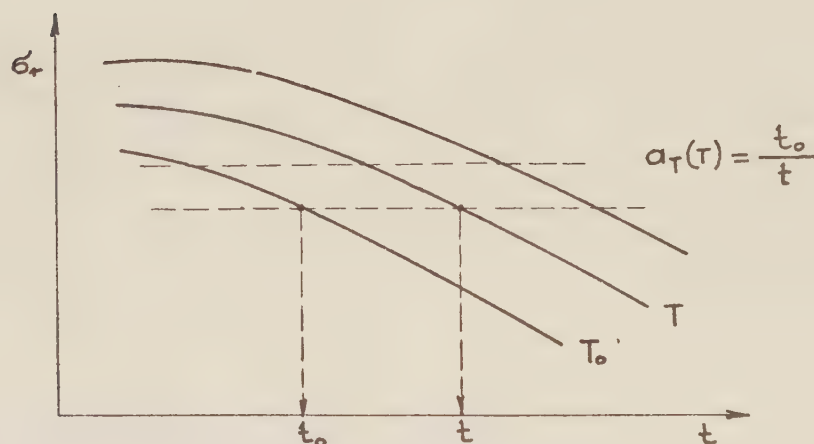


Figure 47. Détermination du facteur de translation

On choisit une température de référence dont la courbe se trouve au milieu des courbes expérimentales. On coupe l'ensemble de ces courbes par des horizontales correspondant à $\sigma_t = \text{constante}$, et l'on note les temps de charge correspondant aux points d'intersections. La moyenne des rapports de ces temps de charge (t_0/t) donne a_T pour chaque température.

On peut également déterminer les valeurs de a_T à l'aide d'un papier transparent en translatant les courbes de façon à les faire coïncider avec la courbe de référence préalablement admise et en calculant chaque fois le rapport t_0/t correspondant à chaque température.

On représente ensuite la variation de $\log a_T$ en fonction de la température.

Le facteur de translation obtenu ainsi est appliqué aux résultats expérimentaux en recourant au principe d'équivalence temps-température * afin d'obtenir "les courbes maitresses".

e. Principe d'équivalence temps-température.

Il avait été constaté depuis une cinquantaine d'années que la température et le temps, deux facteurs majeurs qui régissent la résistance des corps viscoélastiques ne sont pas indépendants, mais liés entre eux par une certaine relation. Enfin Tobolsky (10) et Andrews et Leaderman ont proposé indépendamment le principe de superposition temps-température* (1956) également appelé "principe de réduction temps-température" ou bien "principe de courbe maitresse".

Selon ce principe les effets du temps et de la température sont identiques, mais ils agissent en sens inverse. C'est à dire que de basses températures influent sur le matériau comme si la vitesse de déformation était élevée (donc le temps de charge court). On peut donc ramener le problème plan de deux variables à celui d'une seule variable en faisant la translation des courbes le long de l'axe de temps ($\log t$) à l'aide du facteur de translation a_T que l'on vient de décrire. Ceci nous permet d'avoir des résultats dans les domaines de temps en charge très courts et très longs qui sont inaccessibles expérimentalement. La courbe ainsi obtenue pour une seule température, mais étendue dans plusieurs décades de temps est appelée "la courbe maitresse".

Ce principe est valable à condition qu'une des fonctions caractéristiques puisse se mettre sous la forme:

$$L = a_T(T) L_0 \dots\dots\dots 4.9$$

où L_0 désigne un opérateur ne dépendant pas de la température et $a_T(T)$ est le facteur de translation.

* Ce principe ne doit pas être confondu avec le principe de superposition de Boltzmann.

Il a été constaté dans de nombreuses recherches que ce principe bien utile est valable pour les bitumes purs et pour les enrobés bitumineux (2, 4, 5, 7, 9, II).

f. Courbes maitresses.

Nous avons appliqué le principe de superposition temps-température à nos résultats expérimentaux en utilisant d'abord les courbes isothermes données sur la Figure 4I. Pour ce faire, on a choisi 18°C comme température de référence et à l'aide du papier transparent les autres courbes ont été translatées horizontalement de façon à les faire coïncider avec la courbe de référence. Pour chaque translation le rapport t_0/t ($=a_T$) a été déterminé.

La Figure 48 représente la courbe maitresse obtenue, de la résistance à la traction en coordonnées logarithmiques pour 18°C. On remarque que la courbe maitresse s'étale sur une large gamme de temps de charge. Cette courbe sera comparée plus tard avec celle de la résistance à la compression et celle de la résistance à la traction par essais brésiliens.

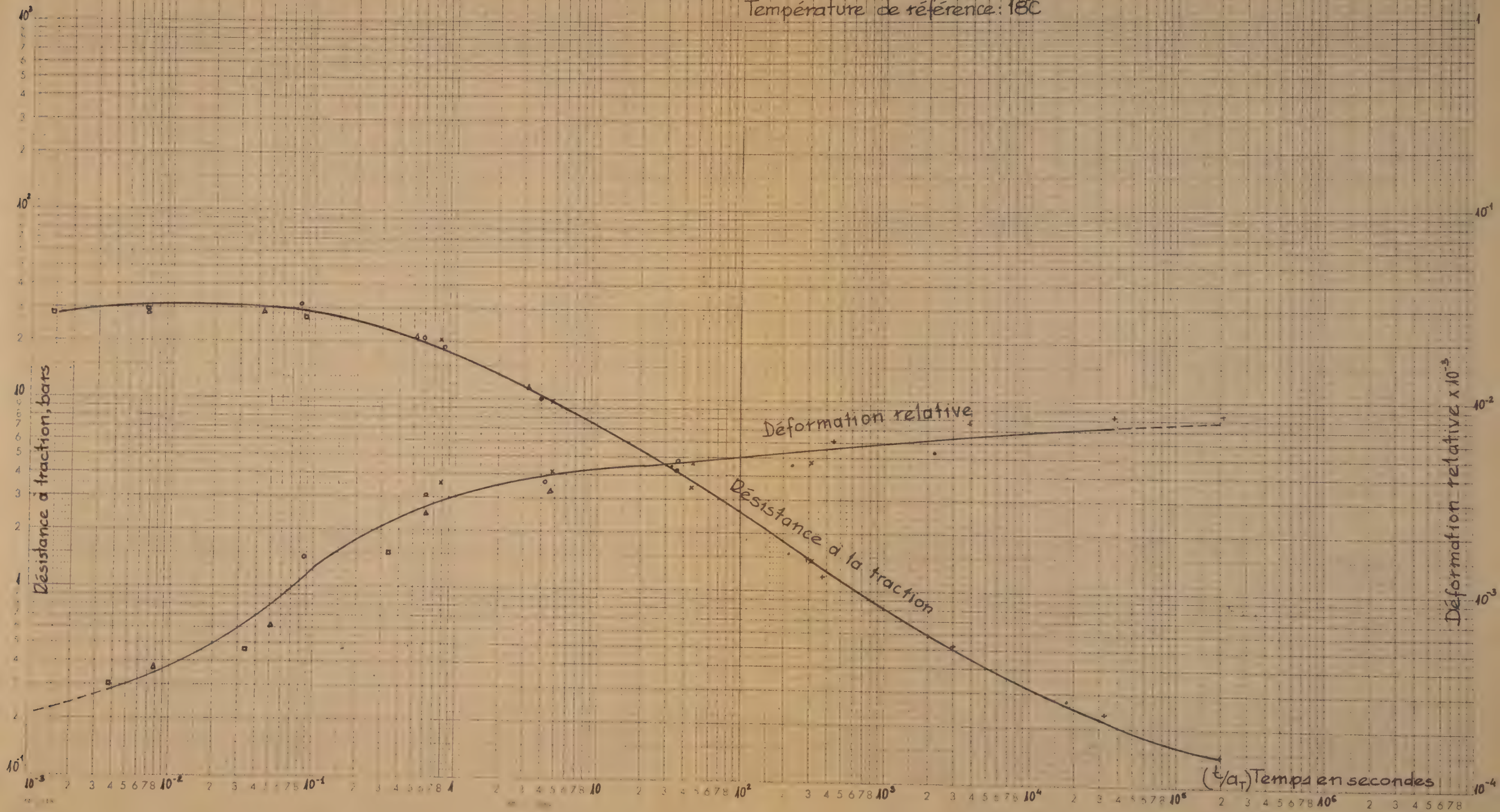
La courbe maitresse de la déformation relative est donnée sur la Figure 48. Ces deux courbes ne font que confirmer ce que nous avons indiqué précédemment, mais en plus elles nous renseignent sur les temps de charge très courts ou très longs auxquels nous n'avons pas accès expérimentalement.

Nous donnons enfin la variation du facteur de translation a_T en fonction de la température sur la Figure 49.

ESSAIS DE TRACTION

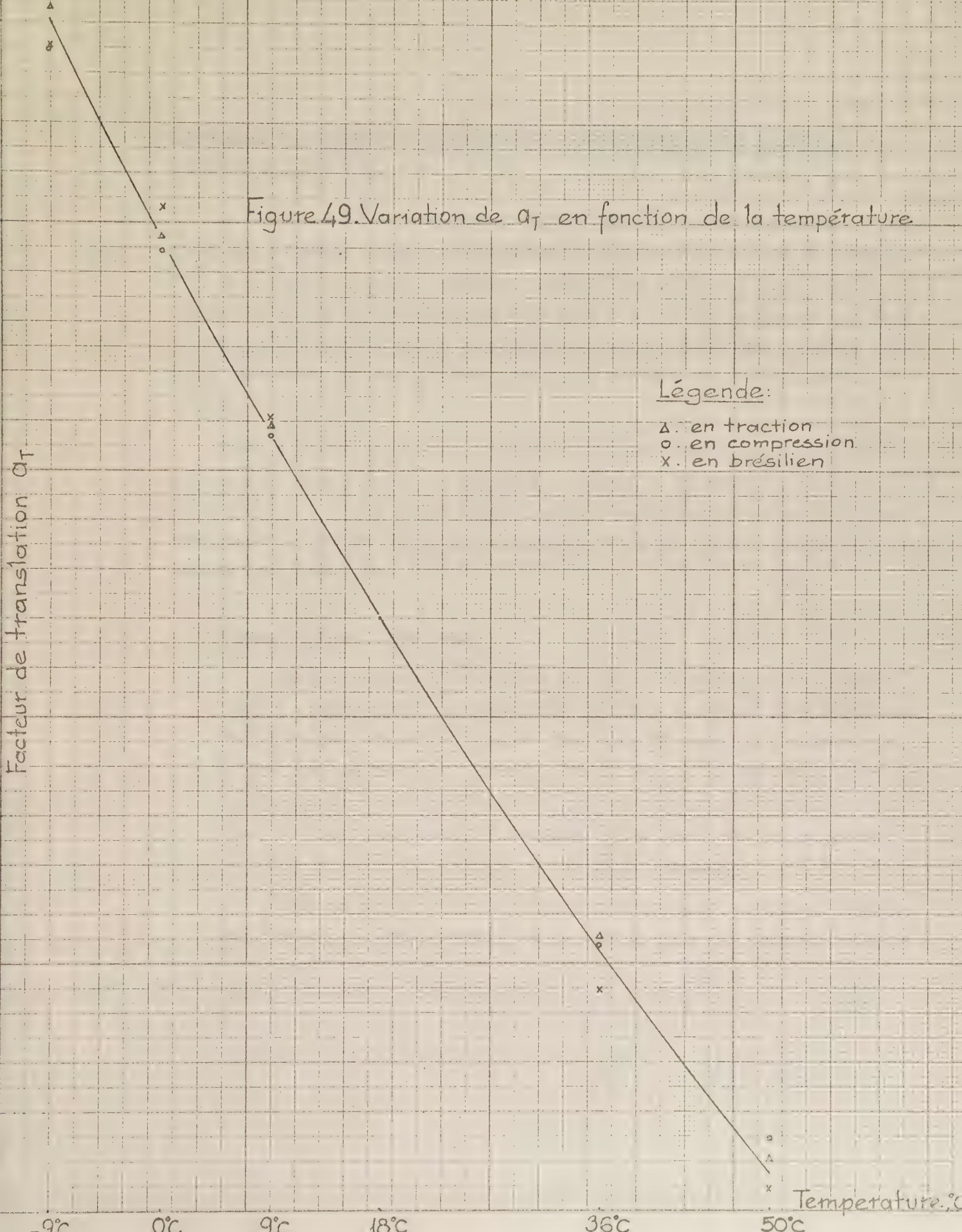
Figure 48. Courbes maîtresses de la résistance
et de la déformation relative à la rupture

Température de référence: 18°C



Facteur de translation a_T Figure 49. Variation de a_T en fonction de la températureLégende:

- Δ . en traction
- $\circ$. en compression
- $\times$. en brésilien



D. DETERMINATION DU MODULE DE RELAXATION A PARTIR DES ESSAIS A VITESSE DE DEFORMATION CONSTATE.

Le but des essais rhéologiques sur les enrobés bitumineux est de caractériser ces matériaux d'une façon convenable pour les applications du génie civil. Nous avons vu, dans le premier chapitre, que le module de relaxation est une des fonctions caractéristiques utilisées à cette fin. Cependant les essais de relaxation sont difficiles à réaliser. C'est la raison pour laquelle certains chercheurs se sont efforcés d'élaborer des méthodes indirectes pour déterminer ce module.

Ainsi E.Davis, E Krokosky et E. Tons (II) ont utilisé une méthode basée sur les résultats d'essais de traction à vitesse de déformation constante. Nous avons appliqué le même calcul à nos résultats expérimentaux en nous référant constamment à l'étude faite par ces auteurs. Nous présentons, ci-dessous, cette méthode et nos résultats.

a. Considérations théoriques.

Certains corps obéissent aux lois de la viscoélasticité linéaire (corps boltzmaniens). Le comportement de tels matériaux peut se décrire à l'aide des modèles analogiques constitués de ressorts élastiques et d'amortisseurs visqueux. Grâce à cette linéarité, on peut déterminer un module unique de relaxation $E_r(t)$ pour de petites déformations. Ceci veut dire que le module de relaxation de ces matériaux est uniquement fonction du temps et ne dépend pas de la déformation.

Certains matériaux comme polymères cristallins, polymères chargés manifestent des comportements non linéaires. Il a été constaté, d'autre part, que l'introduction d'une charge (filler) dans un matériau viscoélastique linéaire lui apporte des propriétés non linéaires. D'après E.Davis et ses collaborateurs (II) c'est l'introduction d'un volume important de granulats solides (80% environ) qui rend non linéaires

certaines bitumes essentiellement linéaires et les transforme en matériaux pseudo-viscoélastiques non linéaires.

Le mélange bitume-agrégats garde toujours quelques propriétés du bitume pur qu'il contient. Mais il y a, certes, une différence de comportement viscoélastique entre l'enrobé et le liant pur. L'importance de cette différence dépendrait du type d'essai que subit l'enrobé. Plus il y a déplacement d'agégats au sein de l'éprouvette au cours d'essai, plus la différence de comportement est accentuée.

Pour l'application de la méthode, on considère deux modules différents:

$F(\epsilon, t)$ = module sécant à vitesse de déformation constante, dépendant de la déformation.

$S'(\dot{\epsilon})$ = module de déformation à vitesse de déformation constante, ne dépendant pas de la déformation.

En outre on considère une autre fonction:

$\Gamma(\epsilon, t)$ = facteur expérimental caractérisant la déviation du comportement viscoélastique linéaire.

C'est la fonction Γ qui représente les déviations du comportement viscoélastique linéaire. Elle est donc, dans un sens, un facteur de correction. Elle joue un rôle d'autant plus important que le comportement des granulats (leur déplacement) est engagé dans la déformation. Plus les granulats se déplacent au cours de l'essai, plus Γ dépend de différents facteurs tels que contraintes, déformations, temps de charge et température:

- Dans un essai de compression à vitesse constante où les granulats bougent forcément Γ est fonction de la déformation et de la température.

- Par contre, dans un essai de fluage où les granulats ne sont pas forcés à se déplacer, Γ n'est fonction que de la température.
- Dans un essai de relaxation directe où apparemment aucun mouvement de granulats n'est exigé la fonction Γ n'est pas nécessaire.

b . Essais de traction à vitesse de déformation constante et module de relaxation.

Pour les essais de traction à vitesse de déformation constante le comportement viscoélastique pour de faibles déformations peut être représenté par la relation:

$$\Gamma(\varepsilon)S(t) = \frac{\sigma(\varepsilon, t)}{\varepsilon} \dots\dots\dots 4.10$$

où

$\Gamma(\varepsilon)$ = facteur de correction qui ne dépend que de la déformation.

$S(t)$ = module de déformation qui est uniquement fonction du temps (module Hookeien)

t = temps

σ = contrainte

ε = déformation

Un certain nombre d'équations modifiées de la viscoélasticité linéaires furent souvent utilisées pour représenter le comportement non linéaire. Il est proposé dans cette analyse d'introduire un facteur de correction (Γ) comme dans l'équation 4.10, afin qu'elle corresponde au comportement non linéaire.

L'équation 4.10 suppose que, pour les déformations importantes

(supérieures à 0,1%) la fonction du temps et la fonction des contraintes sont séparables. Nous allons vérifier ce point dans le cas de nos essais. En faisant l'hypothèse que $S(t) \cong F(\epsilon, t)$ lorsque ϵ tend vers zéro. Il vient:

$$\sigma(\epsilon, t) = \epsilon \cdot F(\epsilon, t) = \Gamma(\epsilon) \cdot \epsilon \cdot S(t) \dots\dots\dots 4.IIa$$

ou bien

$$\log \sigma(\epsilon, t) = \log [\Gamma(\epsilon) \cdot \epsilon] + \log S(t) \dots\dots\dots 4.IIb$$

où

$\Gamma(\epsilon)$ = un facteur de correction ou déviation de la linéarité qui ne serait fonction que de la déformation et qui approche l'unité lorsque la déformation tend vers zéro.

$F(\epsilon, t)$ = module sécant expérimental (module non Hookeien).

Il importe de noter que si Γ est uniquement dû à la contrainte et à la déformation, il ne doit pas dépendre du temps, donc il doit, d'après le principe de superposition temps-température être indépendant aussi de la température.

On peut vérifier la validité de l'équation 4.II en traçant les courbes isodéformations en coordonnées logarithmiques ($\log \sigma$ en fonction de $\log t$) où l'on sépare l'influence du temps et celle de la déformation. La pente des courbes isodéformations est une mesure de la relaxation, l'écart vertical entre deux courbes isodéformations étant une mesure de $\log \Gamma(\epsilon) \cdot \epsilon$. Si les courbes isodéformations sont parallèles, cela veut dire que l'équation 4.II est valable.

Quand on trace $F(\epsilon, t)$ en fonction de $\log t$, l'écart vertical entre les courbes isodéformations donne la valeur de $\Gamma(\epsilon)$ qui doit tendre vers l'unité lorsque ϵ tend vers zéro. Si ces courbes sont déplacées verticalement (translation verticale) de façon à les faire coïncider

avec une courbe choisie comme référence, on peut déterminer la valeur relative de $\Gamma(\varepsilon)$.

$\Gamma(\varepsilon)$, qui dépend uniquement de la déformation si l'on fait l'hypothèse de la séparation des variables, dépendrait dans le cas contraire du temps et de la température. $\Gamma(\varepsilon)$ s'écrirait alors $\Gamma(\varepsilon, t, T)$.

Pour pouvoir déterminer cette dépendance, il est nécessaire de maintenir deux de ces paramètres constants et de faire varier le troisième. Les équations 4.II montrent que si $\Gamma(\varepsilon)$ ne dépend pas de la température, les courbes contrainte-déformation isothermes doivent donner des courbes parallèles pour des temps de charge constants puisque la forme de ces courbes représente $\Gamma(\varepsilon)$.

Par contre, si les courbes isochrones sont parallèles lorsque l'on trace $\log \sigma$ en fonction de $\log \varepsilon$ à une température constante et pour des temps de charge arbitrairement choisis, cela veut dire que $\Gamma(\varepsilon)$ est indépendant du temps.

Quant à la relation entre le module de déformation à vitesse de déformation constante $S(t)$ et le module de relaxation $E_r(t)$ établie par Smith (II), elle a pour expression:

$$E_r(t) = S(t) (1+m) \dots\dots\dots 4.I2$$

où

$$m = \frac{d \log S(t)}{d \log t} \dots\dots\dots 4.I3$$

Nous déterminons le coefficient m par la pente de la moyenne des courbes isodéformations ($\log F(\varepsilon, t)$ en fonction de $\log t$) après les avoir translatées verticalement pour les mettre en coïncidence avec la courbe choisie comme référence (voir Figure 53).

Spectre de relaxation.

Pour déterminer la distribution des temps de relaxation, on

peut utiliser la règle d'Alfrey d'après laquelle:

$$-\left. \frac{d E_r(t)}{d \ln t} \right|_{t=\tau} = H(t) \dots\dots\dots 4.I4$$

Dans, le spectre de relaxation à $t = \tau$ peut-être obtenu en première approximation en mesurant la pente négative de la courbe du module de relaxation. Cette relation est suffisamment précise à condition que $H(t)$ varie lentement avec le temps (5.II).

c. Application aux résultats expérimentaux.

Courbes effort-déformation.

Nous avons déjà présenté ces courbes sur les Figures 29 à 36. Ces courbes combinées avec celles de la résistance en fonction du temps (Figures 37 à 40) procurent les données pour déterminer le module de relaxation. Le procédé est donné ci-dessous étape par étape.

Courbes isodéformations.

On obtient les courbes isodéformations en choisissant des valeurs de déformations arbitrairement (0,1 - 0,2 - 0,3 - 0,4% dans cette étude) et en déterminant les contraintes et les temps de charge correspondant à chaque valeur de déformation. On dresse, alors, les courbes $\log \epsilon$ en fonction de $\log t$. Nous présentons, à titre d'exemple, les courbes isodéformations obtenues à 18°C sur la Figure 50. On a, ainsi, séparé l'effet de la déformation et celui du temps.

On voit que ces courbes sont assez parallèles, cela veut dire que l'équation 4.II est valable. Notons, une fois pour toute, que l'on don-

nera toujours comme exemple les courbes à 18°C, mais ces opérations ont été répétées pour 5 températures et 4 vitesses de déformation (- 9°C étant exclue en raison des très petites déformations).

Courbes isochrones.

Pour dresser les courbes isochrones, on utilise les données des courbes isodéformations. On choisit les valeurs de temps arbitrairement (de 0,01 à 1 mn) et l'on détermine sur les courbes isodéformations les valeurs de σ et ϵ correspondant. On trace alors $\log \sigma$ en fonction de $\log \epsilon$ (Figure 51).

Ces courbes sont assez parallèles pour que $\Gamma(\epsilon)$ puisse être considéré comme indépendant du temps.

Une droite à 45 degrés a été tracée pour indiquer le comportement conforme à la loi de Hooke pour lequel $\Gamma(\epsilon) = 1$.

(suit Figure 50, Page I26)

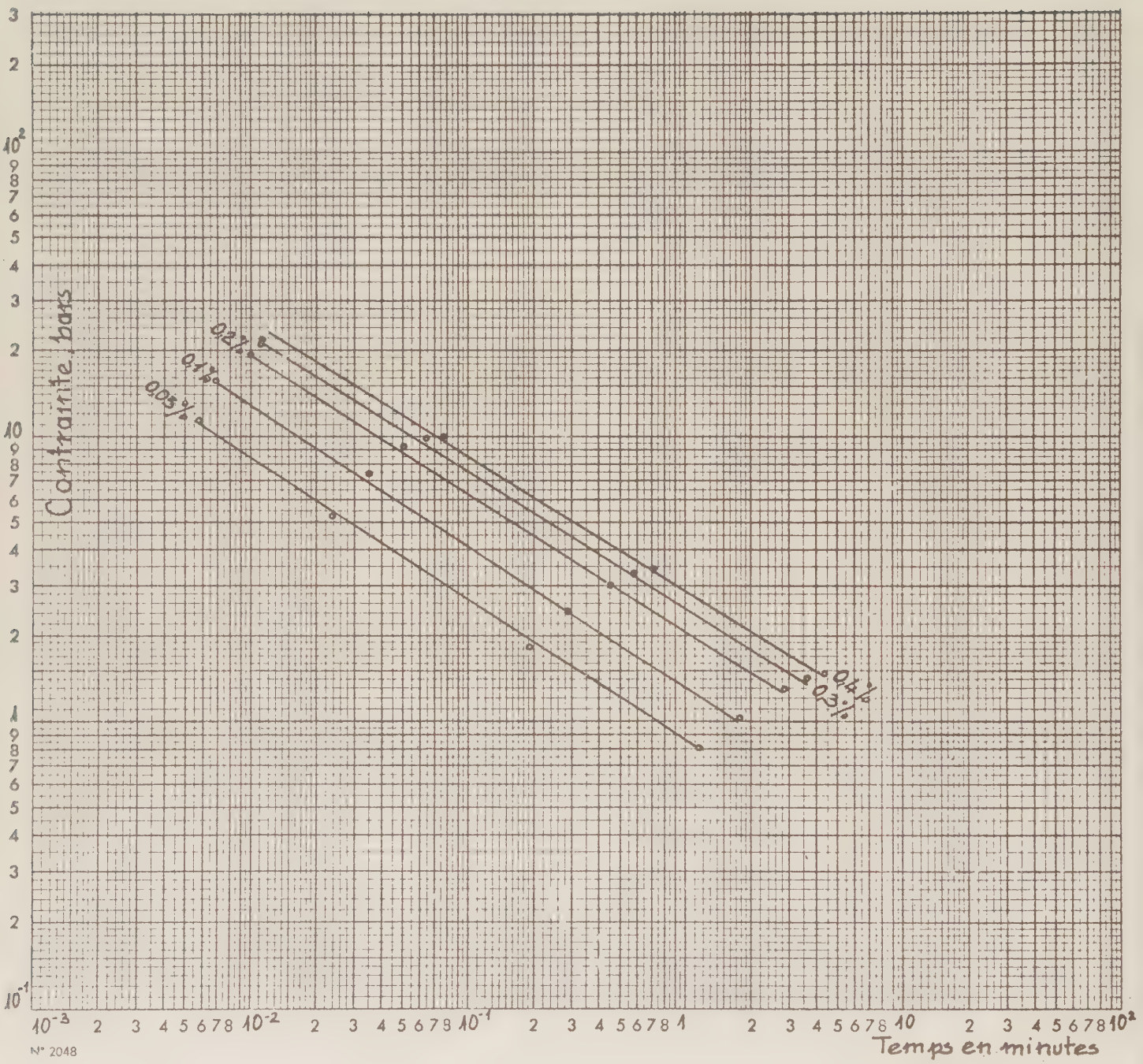


Figure 50. Courbes isodéformations à 18°C.

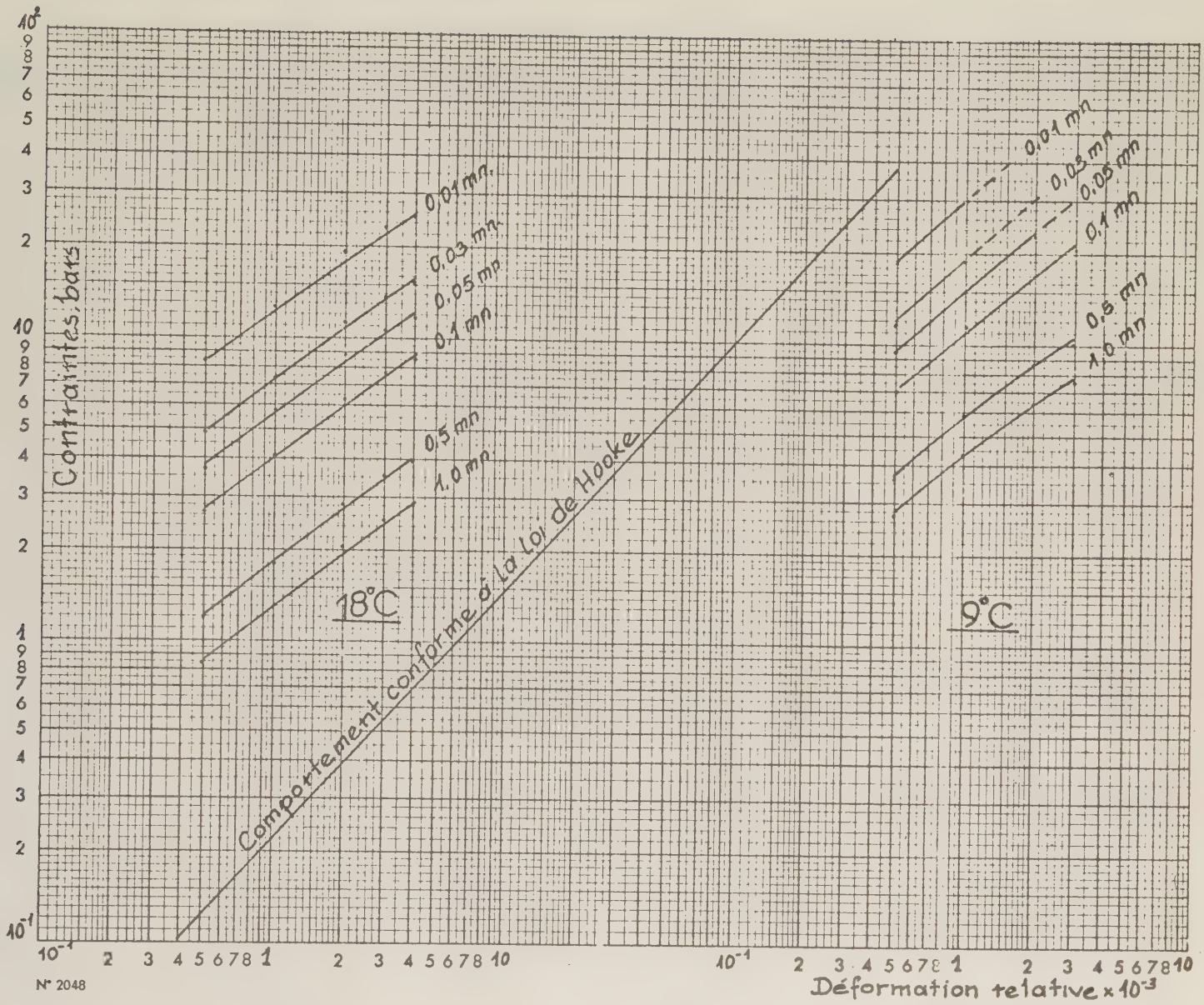


Figure 5I. Courbes isochrones.

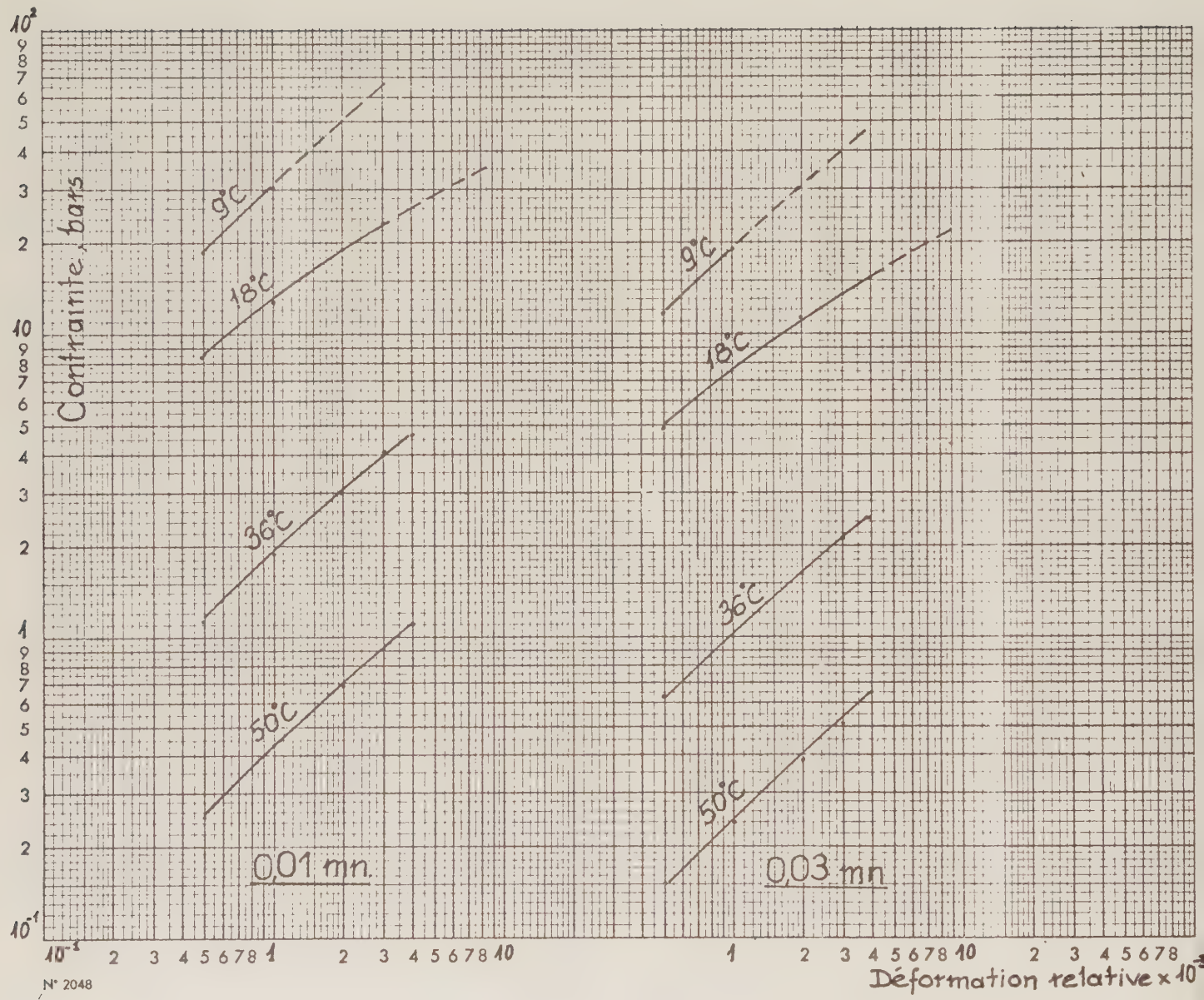


Figure 52. Courbes isothermes.

Courbes isothermes.

Les courbes isothermes pour des valeurs de temps fixes s'obtiennent en utilisant les courbes isochrones. On présente sur la Figure 52, à titre d'exemple, les courbes isothermes correspondant à 0,01 mn et 0,03 mn. En examinant les tracés, on constate qu'elles ne sont pas parallèles. On en déduit que $\Gamma(\varepsilon)$ est une fonction de la température.

Détermination de $F(\varepsilon, t)$.

Le module sécant $F(\varepsilon, t)$ est relié à la contrainte par la relation 4.II. Ses valeurs absolues se déterminent en divisant les contraintes par les déformations relatives correspondant sur la Figure 50.

La Figure 53 représente $\log F(\varepsilon, t)$ en fonction de $\log t$ pour 18°C.

Détermination de $\Gamma(\varepsilon)$.

Si on déplace verticalement les courbes isodéformations de la Figure 53 de façon à les faire coïncider avec une courbe de référence (0,1% de déformation) le rapport $\sigma_{0,1} / \sigma_\varepsilon$ nous donne les valeurs relatives de $\Gamma(\varepsilon)$. La Figure 54 représente les valeurs relatives de $\Gamma(\varepsilon)$ pour 5 températures en fonction de la déformation. $\Gamma(\varepsilon)$ a tendance à augmenter, pour une même déformation, lorsque la température diminue. Nous reviendrons sur ce point ultérieurement.

Le fait que Γ (facteur de translation verticale) est fonction de la température et non du temps, paraît comme une violation du principe de super-position temps-température. Mais ce phénomène a été déjà indiqué pour certains caoutchoucs chargés (II). Ce fait semble être relié à la rigidité inhérente au squelette granulométrique de l'enrobé.

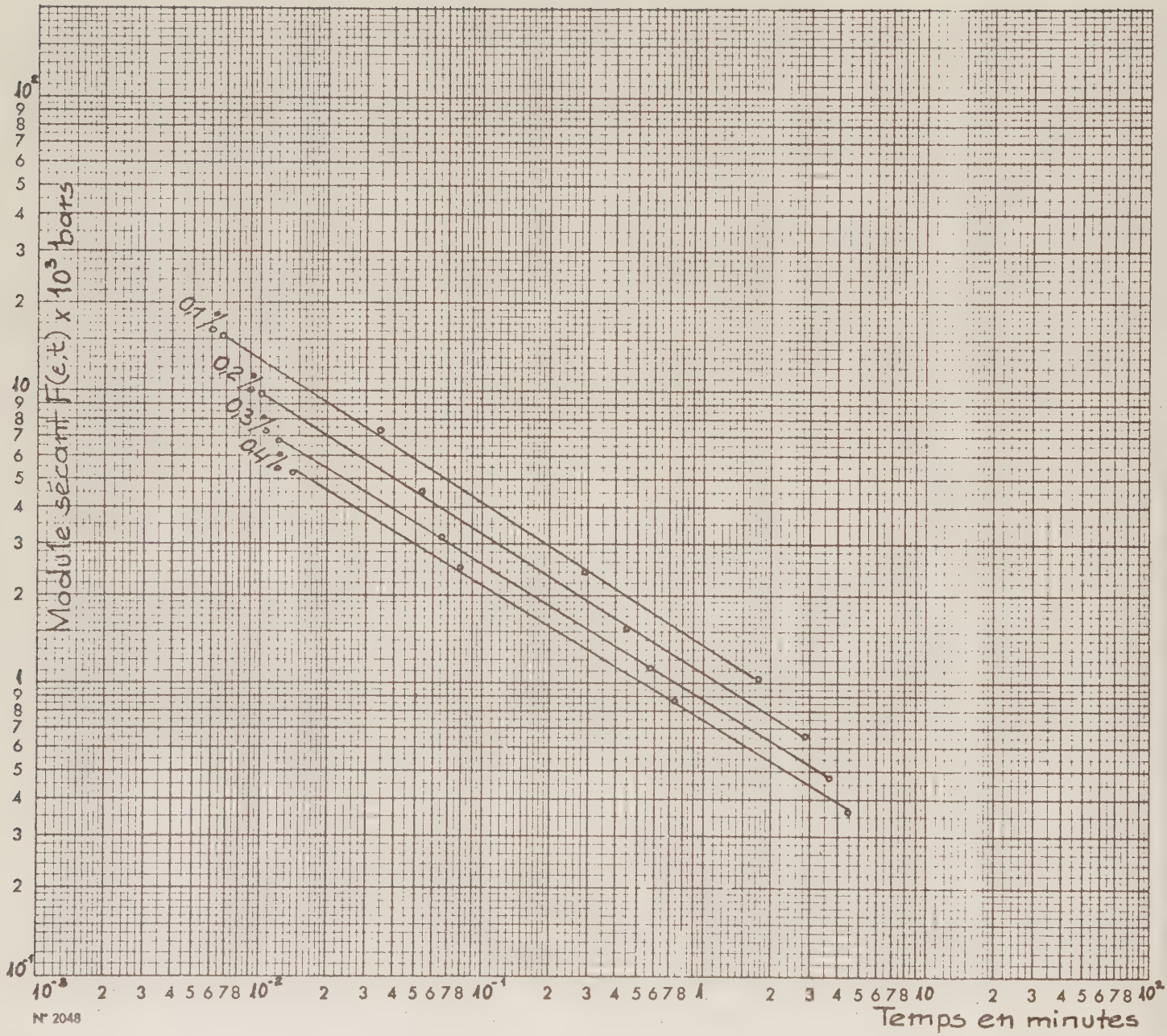


Figure 53. Module sécant $F(\epsilon, t)$ en fonction du temps à 18°C .

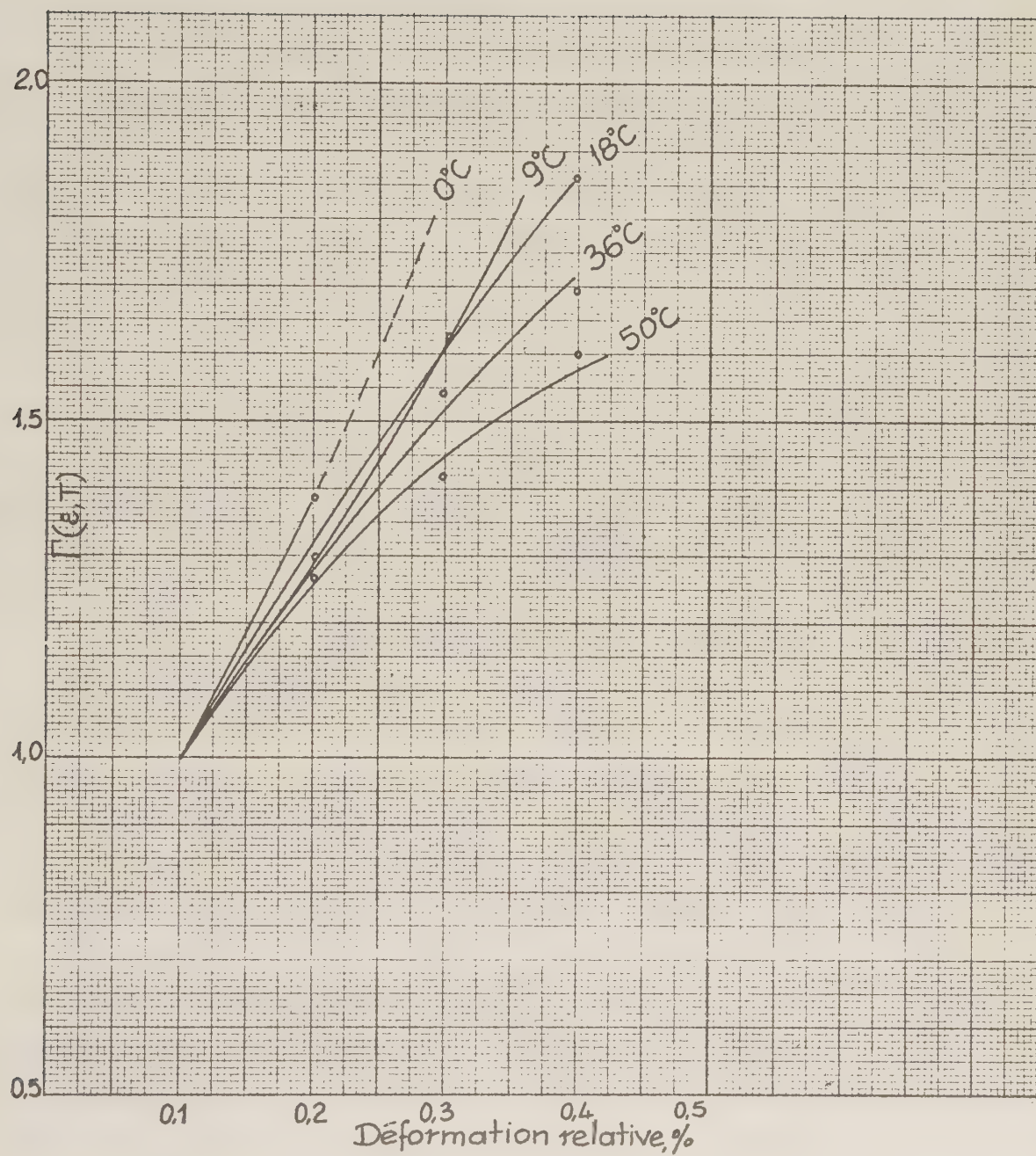


Figure 54. Variation de $\Gamma(\varepsilon)$ en fonction de la déformation.

d. Détermination du module de relaxation $E_r(t)$.

Le module de relaxation $E_r(t)$ s'obtient en utilisant les courbes isodéformations de $F(\epsilon, t)$ et les équations 4.10 et 4.12, "m" étant la pente de chaque courbe isodéformation. La Figure 55 représente les valeurs de $E_r(t)$ obtenues à 18°C.

Nous présentons tous les résultats de $F(\epsilon, t)$ et $E_r(t)$ calculés comme décrits ci-dessus sur la Figure 56 et la Figure 57, respectivement obtenus en déplaçant chaque courbe isodéformation (à une température donnée) verticalement pour les mettre en coïncidence avec celle à 0,1% de déformation.

Sans entrer dans les détails, notons, Figures 56 et 57, que la différence la plus importante entre $F(\epsilon, t)$ et $E_r(t)$ a lieu aux températures élevées. Ceci est dû au fait que "m" augmente lorsque la température s'élève.

Non linéarité de l'enrobé en traction.

Les valeurs de $\Gamma(\epsilon)$ que nous avons représentées sur la Figure 54 sont particulièrement significatives car elles indiquent la déviation de la linéarité pour une température et une déformation donnée. Les courbes de $\Gamma(\epsilon)$ sont semblables à celles obtenues par E.Tons et ses collaborateurs (II).

La Figure 54 indique que $\Gamma(\epsilon)$ a tendance à augmenter lorsque la température croît. On est donc enclin à penser que le matériau montre une plus grande linéarité dans la gamme de déformations étudiée lorsque la température baisse. Il faut cependant se rappeler que cette comparaison des écarts à la linéarité pour les différentes températures est faite à déformation identique. Il importe de noter qu'en dépassant 0,1% de déformation on est déjà dans le domaine non linéaire.

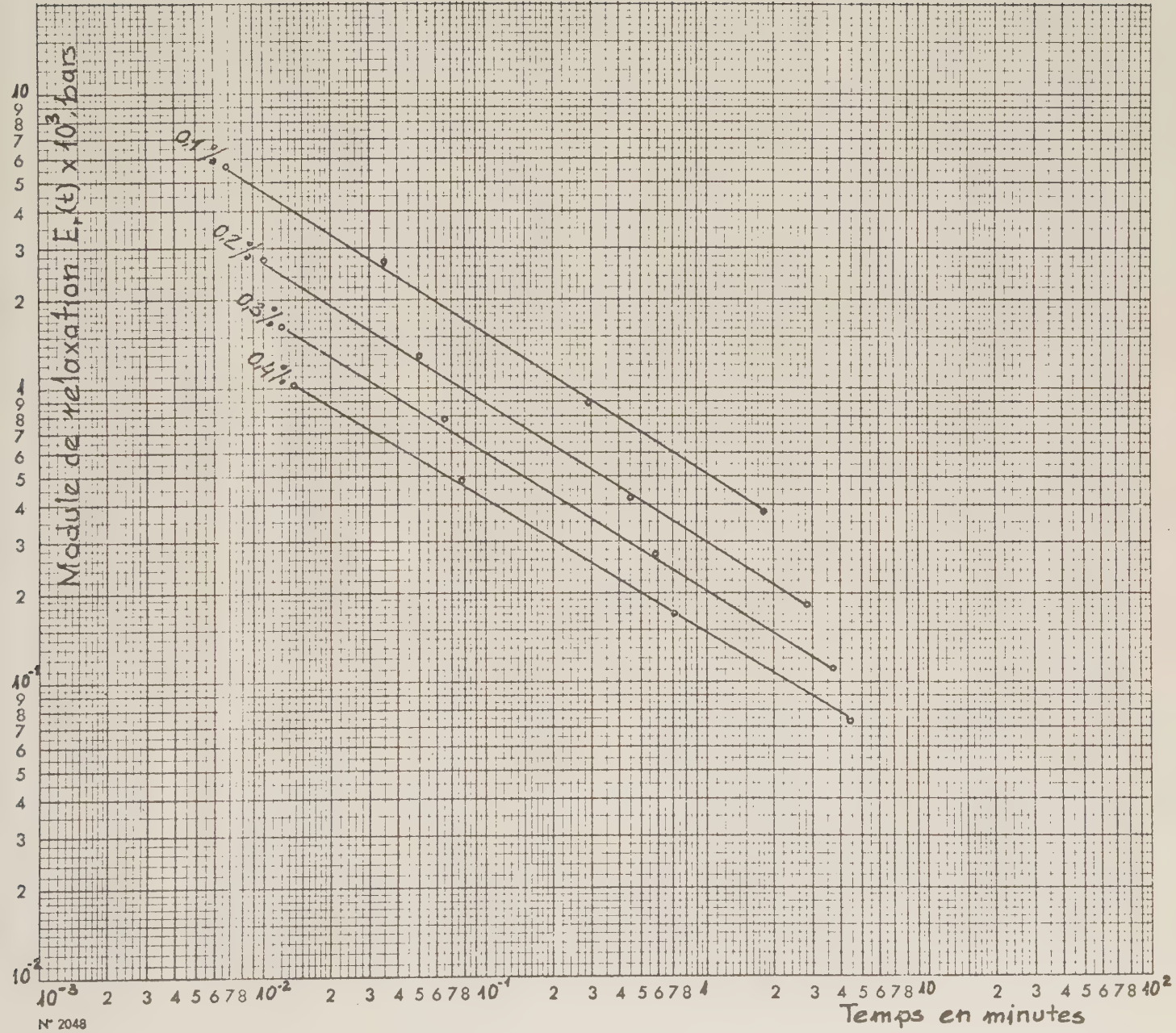
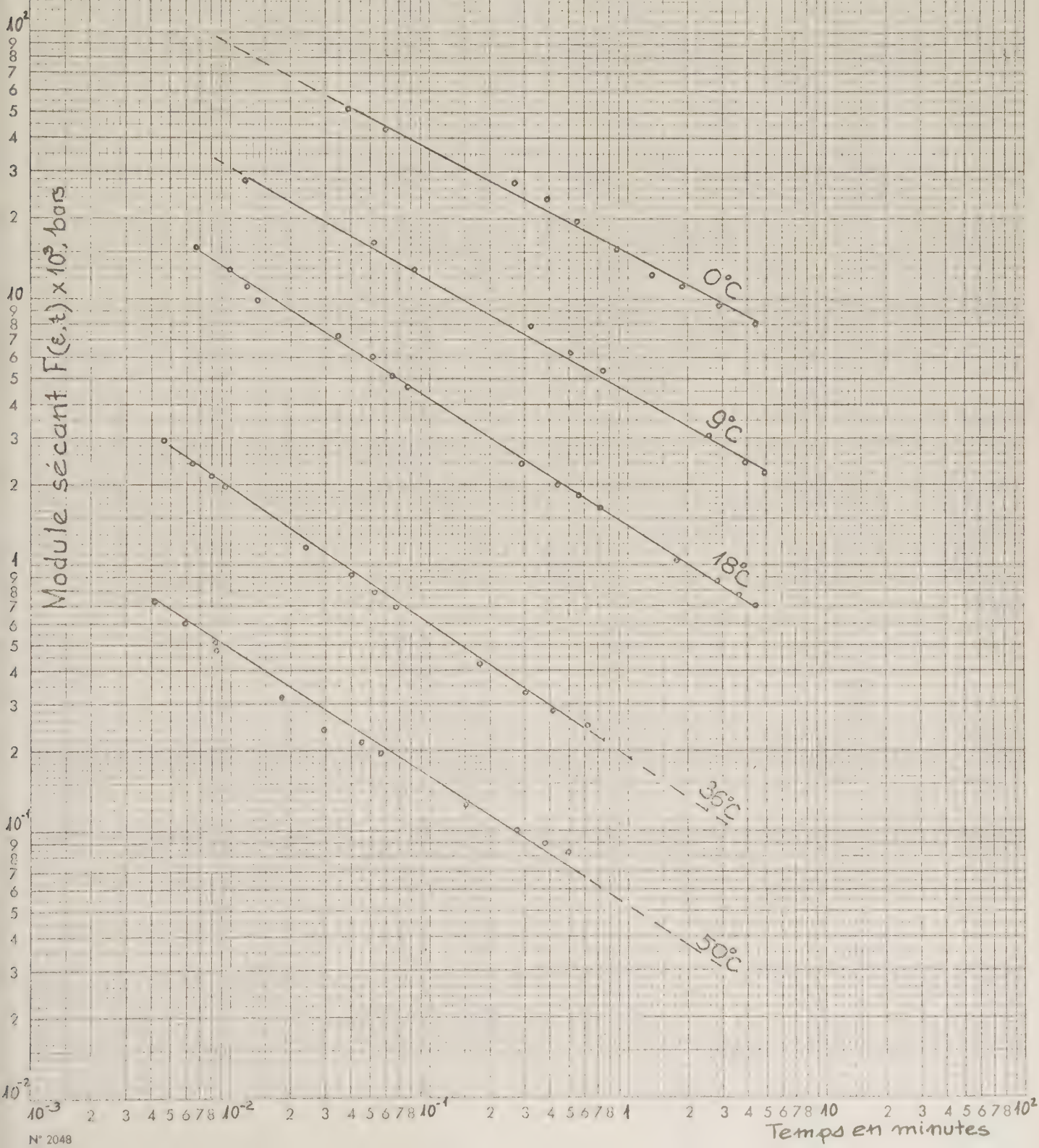


Figure 55. Module de relaxation $E_r(t)$ en fonction du temps.

ESSAIS DE TRACTION

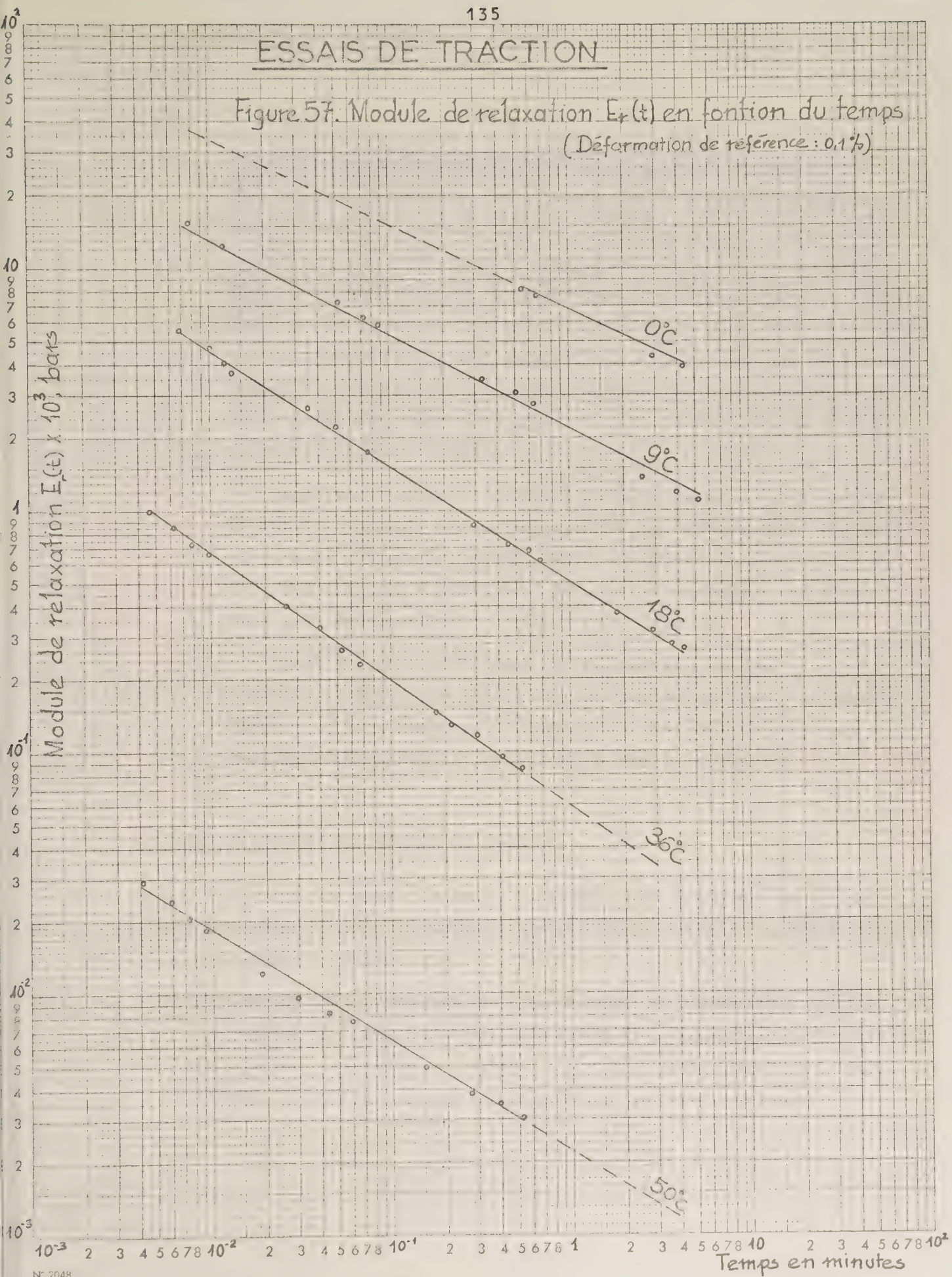
Figure 56. Module secant $F(e, t)$ en fonction du temps.

(Déformation de référence: 0.1 %)



ESSAIS DE TRACTION

Figure 57. Module de relaxation $E_r(t)$ en fonction du temps
(Déformation de référence : 0,1%)



E. Tons et ses collaborateurs expliquent cette anomalie par le rôle joué par le liant et les agrégats aux différentes températures. Dans un essai de traction, lorsque la température est élevée, c'est le film de bitume qui supporte presque entièrement la contrainte imposée, l'intervention des agrégats étant très négligeable. Or, étant donné que le bitume est viscoélastique linéaire (II) l'enrobé manifeste un comportement "moins non linéaire" aux températures élevées qu'aux températures basses où les agrégats interviennent massivement et le bitume subit des contraintes internes très intenses, ce qui se traduit par une non linéarité accrue de l'enrobé.

~~Nous pensons~~ nous pouvons ajouter à ce raisonnement l'effet des perturbations créées aux basses températures par des concentrations des contraintes qui se développent autour des porosités. Ces concentrations diminuent ou disparaissent lorsque la température est élevée grâce à la déformabilité des vides (voir Figure 44).

Quant aux valeurs du module de relaxation obtenues, nous pensons qu'il serait très utile de les vérifier par des essais de relaxation directe car la méthode que nous avons utilisée ne nous offre pas la possibilité de donner la précision des résultats obtenus.

E. MODES DE RUPTURE DES ENROBES EN TRACTION.

Au cours des essais de traction quatre modes de rupture distincts ont été constatés. Le mode de rupture des éprouvettes dépend de la température et de la vitesse de déformation:

1°. Aux basses températures et pour les vitesses de déformations rapides, la rupture de l'éprouvette est très nette, brusque et fragile (Figure 58 a). Dans la section de rupture on constate des cailloux et du sable cassés. Ce mode de rupture a lieu au cours des essais suivants:

à -9°C , 0°C , 9°C	pour $V1 = 1,27 \text{ mm/s}$
à -9°C , 0°C	pour $V2 = 0,164 \text{ mm/s}$
à -9°C	pour $V3 = 1 \text{ mm/mm}$

2°. Le deuxième mode est un mode transitoire entre la rupture fragile et celle au cours de laquelle on constate un certain fluage (écoulement). La résistance augmente avec le temps, passe par un maximum et diminue très rapidement (Figure 58b). La rupture est nette et on constate encore l'existence des cailloux cassés. Ce mode de rupture se manifeste au cours des essais suivants:

à -9°C , 0°C	pour $V4 = 0,13 \text{ mm/mm}$
à 0°C	pour $V3 = 1,0 \text{ mm/mm}$
à 9°C	pour $V2 = 0,164 \text{ mm/s}$

Il est vraisemblable que la rupture a lieu d'abord dans le film de bitume à cause des concentrations des contraintes développées autour des porosités aux basses températures (voir la Figure 44). Une fois que la fissuration locale commence dans le film de bitume, c'est la résistance limite des cailloux qui est atteinte très rapidement à cause de la section diminuée.

3°. A partir de 9°C (sauf pour la vitesse la plus rapide) le comportement du matériau change. La rupture n'est plus fragile et elle a lieu dans le film de bitume (pas de cailloux cassés). Après la rupture l'éprouvette continue à manifester une certaine résistance qui tend cependant assez rapidement vers zéro (Figure 58c).

4°. C'est aux températures élevées (ou aux vitesses lentes) qu'un écoulement évident est constaté (Figure 58d). Le comportement ressemble au cas 3, mais le phénomène est beaucoup plus lent. Surtout à 36°C et 50°C, la résistance croît très lentement tandis que la déformation augmente continuellement.

Ces quatre modes de rupture constatés ressemblent remarquablement aux modes de rupture enregistrés par K. Majidzadeh et M. Herrin (23) au cours des essais de traction sur les films de bitume pur. Cela montre le rôle prédominant que joue le bitume en ce qui concerne la résistance à la traction. Nous pensons pouvoir dire que la résistance à la traction de l'enrobé dépend entre autres de la résistance du bitume pur qu'il contient et le rôle des granulats est peu important.

4°. C'est aux températures élevées (ou aux vitesses lentes) qu'un écoulement évident est constaté (Figure 58d). Le comportement ressemble au cas 3, mais le phénomène est beaucoup plus lent. Surtout à 36°C et 50°C, la résistance croît très lentement tandis que la déformation augmente continuellement.

Ces quatre modes de rupture constatés ressemblent remarquablement aux modes de rupture enregistrés par K. Majidadeh et M. Herrin (23) au cours des essais de traction sur les films de bitume pur. Cela montre le rôle prédominant que joue le bitume en ce qui concerne la résistance à la traction. Nous pensons pouvoir dire que la résistance à la traction de l'enrobé dépend entre autres de la résistance du bitume pur qu'il contient et le rôle des granulats est peu important.

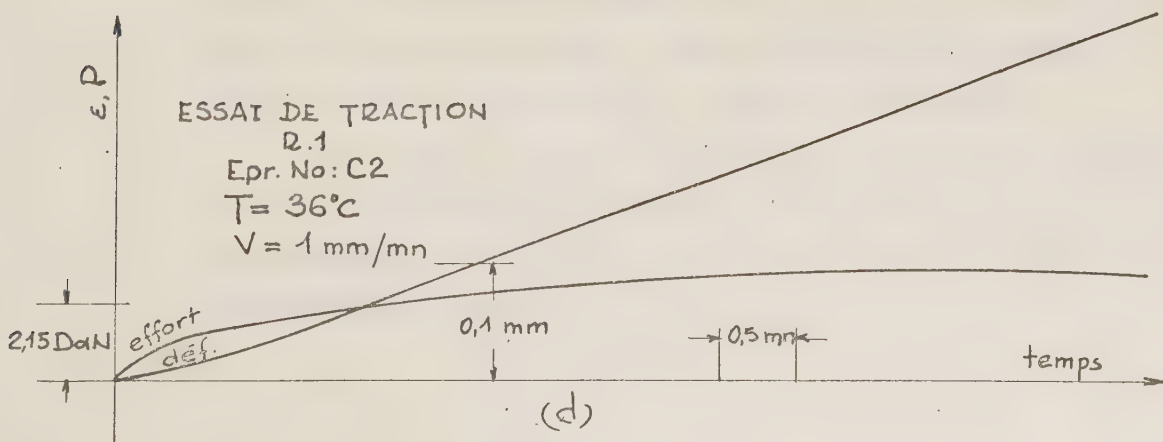
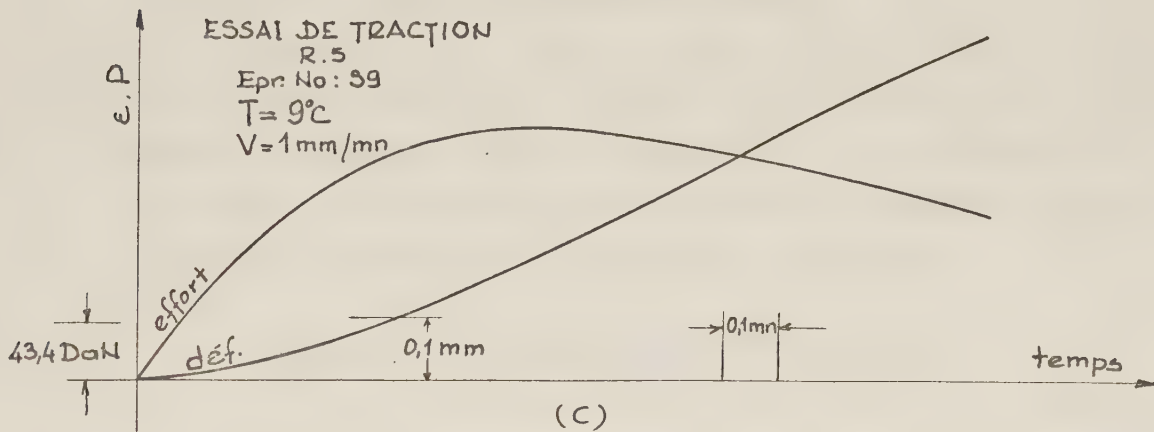
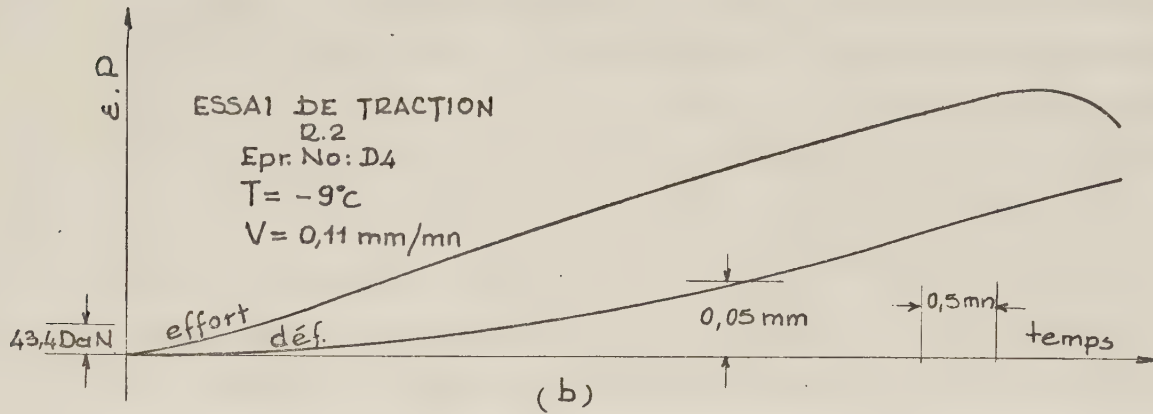
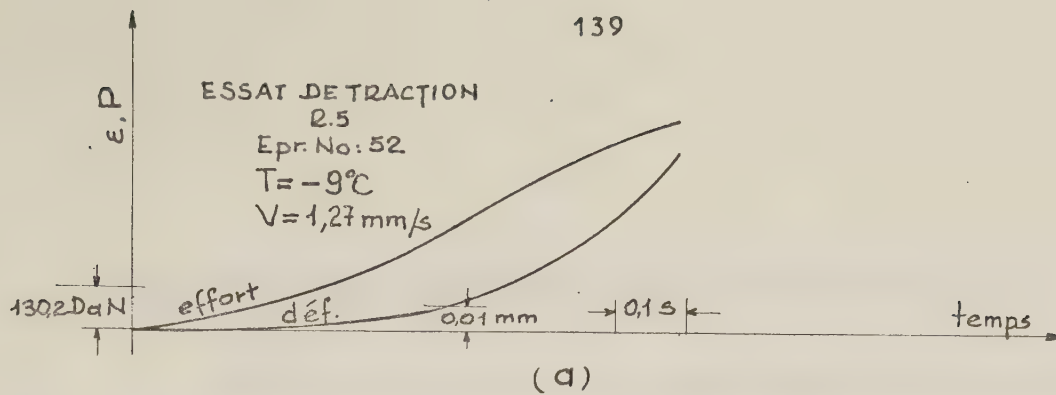


Figure 58. Modes de rupture en traction
(Courbes reproduites des enregistrements)

F. AMELIORATION DE LA RESISTANCE A LA TRACTION DES ENROBES.

Dans la présente étude, nous avons présenté les résultats des essais de traction effectués sur une seule formule d'enrobé dite La Noubleau C. C'est une formule grenue qui correspond aux idées actuelles françaises (21, 25) pour les couches de roulement épaisses de chaussées à trafic rapide. Elle fait d'ailleurs l'objet d'études nombreuses dans les laboratoires des Ponts et Chaussées. Parce que nos essais ne considéraient qu'une seule formule, nous ne sommes pas en mesure de généraliser nos résultats. Mais, d'après les résultats expérimentaux, cette formule paraît satisfaisante du point de vue de la résistance mécanique. Néanmoins, il serait très utile de connaître les facteurs qui jouent sur la résistance à la traction pour que l'on puisse augmenter celle-ci pour des couches d'enrobés subissant des contraintes de traction relativement élevées.

A première vue, il existe un certain nombre de solutions dont la plupart, étant très faciles à réaliser n'auront qu'une très faible incidence sur le prix de revient de l'enrobé. Il est bien évident qu'il ne faut pas essayer d'améliorer une caractéristique au détriment d'une autre. Nous présentons ci-dessous nos réflexions sur ce problème.

- Utilisation des enrobés à base de Brai-époxy.

Des recherches sont en cours au L.C.P.C. sur des mélanges de goudron et de résine de synthèse dite "époxy". Nous avons eu l'occasion d'utiliser ce mélange comme liant et avons effectué un certain nombre d'essais de traction sur l'enrobé au brai-époxy.

Deux formules d'enrobé différentes furent utilisées pour la confection de ces éprouvettes: la formule La Noubleau C, qui a été décrite antérieurement et la formule dite "Le Mans" dont la composition granulométrique est la suivante:

30%	Diorite de la Meilleraie - gravillons	8/12,5
20%	Diorite de la Meilleraie - gravillons	5/8
30%	Sable de Loire	
13%	Sable de Fontainebleau	
7%	Filler	

La teneur en liant (mélange brai-époxy) était de 5,6% pour les deux formules. Les éprouvettes ont été confectionnées, carottées et collées exactement de la même façon que les éprouvettes de bitume normal (Shell 40/50).

Des essais ont été faits à 18°C avec 4 vitesses de déformation. Les résultats obtenus étaient très concluants et significatifs. A titre d'exemple nous avons représenté les résultats des essais effectués à 18°C avec une vitesse de déformation de 1mm/mn sur les Figures 59 et 60.

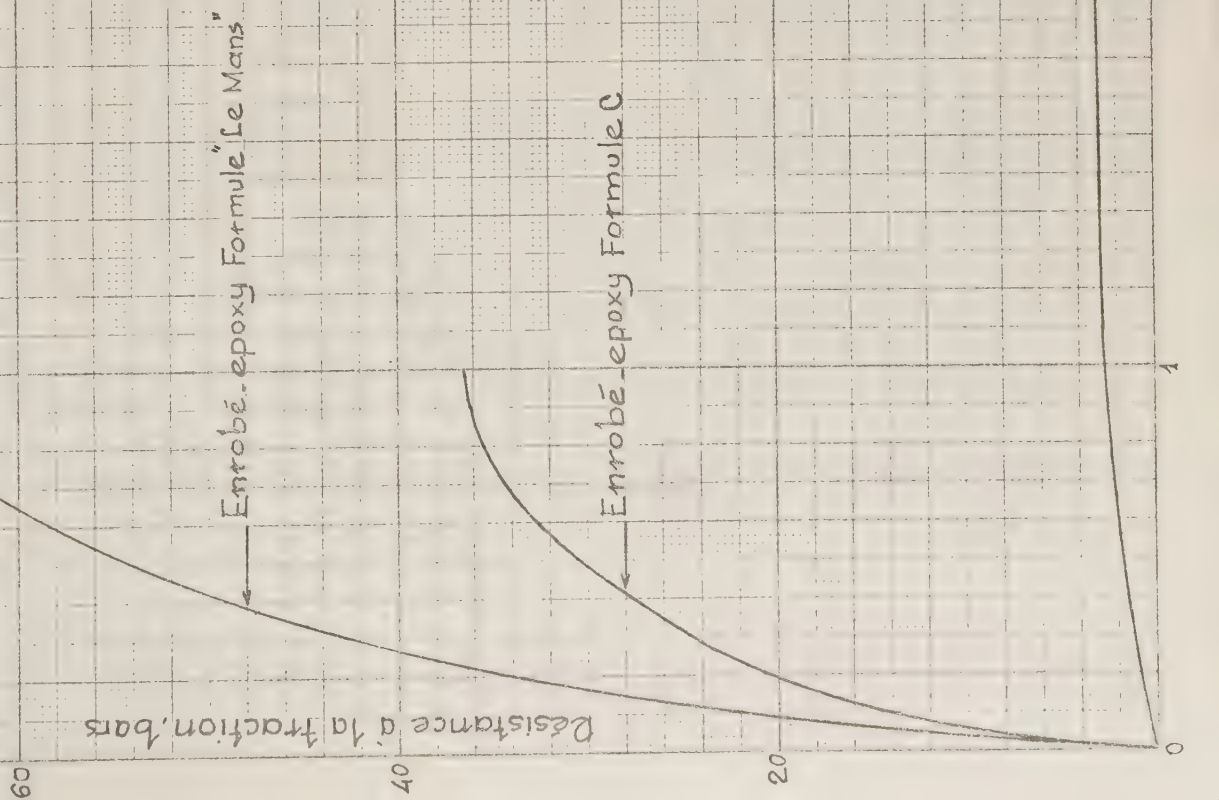
En examinant ces figures, on constate que la résistance à la traction augmente très considérablement dans le cas d'emploi de brai-époxy comme liant. La rupture est fragile pour les éprouvettes, tandis que celle des éprouvettes au bitume normal subit un fluage qui commence presque dès le début du chargement. Par contre les déformations et le temps de charge diminuent dans le cas de brai-époxy.

Quelques essais effectués à 36°C avec une vitesse de 1mm/mn sur des éprouvettes d'enrobé au brai-époxy montrent que la résistance est de l'ordre de 25 bars (contre 0,6 bars dans le cas du bitume normal) et que la rupture est toujours fragile. Rappelons que la rupture n'est plus fragile à partir de 0° (V2 = 0,164 mm/s) ou 9°C (VI = 1,27 mm/s) dans le cas du bitume normal.

Que se passe-t-il dans le liant lorsque l'on ajoute de l'époxy pour que le comportement de l'enrobé change totalement? On ne saurait

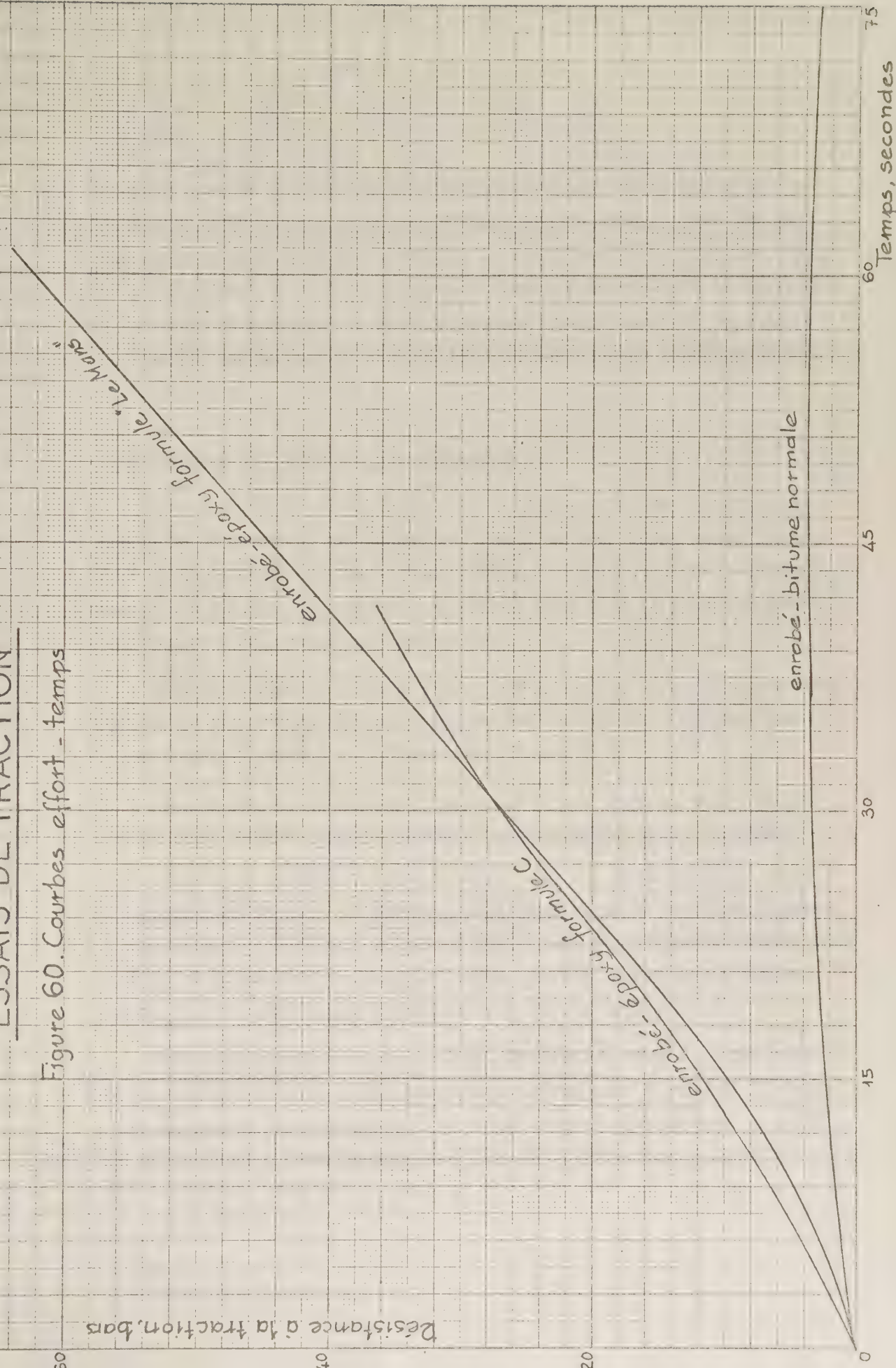
ESSAIS DE TRACTION

Figure 59. Courbes effort - déformation



ESSAIS DE TRACTION

Figure 60. Courbes effort - temps



répondre à cette question qu'après une microanalyse, ce qui n'est pas le but de cette étude. Il paraît évident que ce nouveau matériau est très satisfaisant du point de vue de la résistance à la traction. Mais est-il résistant à la fatigue? Est-il durable? Montre-t-il des caractéristiques antidérapantes satisfaisantes? Etant donné le prix actuel des résines époxy, est-ce une solution économique? Le problème reste posé.

- Utilisation des formules moins grenues.

Les Figures 59 et 60 mettent en évidence, dans le cas d'utilisation de brai-époxy, une nette différence de résistance entre la formule La Noubleau C (grenue) et la formule "Le Mans" (pleine). L'utilisation des formules moins grenues joue en faveur de la résistance à la traction et ceci pour plusieurs raisons:

Premièrement, la formule étant plus compacte, le volume des vides (porosité) diminue sensiblement, augmentant ainsi l'aire de section disponible résistant à la déformation (Figure 61).

Deuxièmement, la formule pleine étant peu poreuse, subit moins d'amorces de fissures créées autour des vides qu'une formule grenue.

Enfin, la formule contenant une plus forte proportion de sable (et parfois de filler) la surface spécifique augmente considérablement, ce qui entraîne, à teneur en bitume égale, une diminution de l'épaisseur du film de bitume qui enrobe les grains. On sait que plus le film est mince, plus la résistance à traction est élevée (23).

D'autre part la résistance à la compression dépend, entre autres, du pourcentage de gros gravillons qui existent dans l'enrobé. Il faudra alors augmenter la résistance à la traction tout en essayant de maintenir la résistance à la compression dans des limites acceptables.

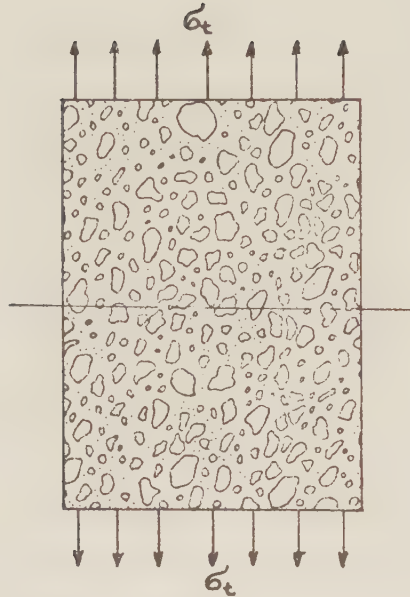


Figure 6I. Diminution de l'aire de section en fonction de la porosité.

- Ajustement de la teneur en bitume.

Pour déterminer les teneurs en liant des enrobés, on utilise la formule suivante:

$$\text{Teneur en liant} = K \sqrt[5]{\sum \alpha_i} \dots\dots\dots 4.I5$$

où

$$\begin{aligned} \sum &= \text{surface spécifique conventionnelle} = \\ &0,25 G + 2,3 S + 12 s + 135 f, \text{ en m}^2/\text{kg} \dots\dots\dots 4.I6 \end{aligned}$$

G = % des éléments supérieurs à 6 mm,

S = " " compris entre 6 et 0,315 mm,

$s = \%$ des éléments compris entre 0,315 et 0,08 mm,

$f =$ " " " inférieurs à 0,08 mm.

K = module de richesse prenant les valeurs de 3,45 - 3,60 - 3,75 - 3,90

α = coefficient correcteur, destiné à tenir compte de la masse volumique des granulats : si $\gamma = 2,65$ $\alpha = 1$, dans le cas contraire

$\alpha = 2,65 /$ masse volumique du granulats.

L'équation 4.15 indique que l'utilisation d'une teneur en liant moins élevée entraînerait une diminution de l'épaisseur de film de bitume enrobant les granulats. Ceci aurait le même effet que l'utilisation des formules moins grenues à teneur en bitume constante en ce qui concerne la résistance à la traction. Mais cette fois-ci, c'est la résistance à la fatigue, la maniabilité et la durabilité qui sont mises en cause, car celles-ci nécessitent des teneurs en liant élevées. D'où la nécessité d'une optimisation entre la résistance à la traction et à la fatigue, la maniabilité et la durabilité de l'enrobé.

- Utilisation des pourcentages élevés de filler.

L'équation 4.16 indique que le pourcentage de filler joue d'une façon importante (coefficient très fort) sur la surface spécifique. Donc, l'augmentation de la teneur en filler aurait le même effet sur la résistance à la traction que la diminution de la teneur en bitume, sans avoir le même inconvénient du point de vue de la résistance à la fatigue

- Utilisation des fibres d'amiante comme filler.

Les fibres d'amiante utilisées comme filler dans l'enrobé servent à arrêter les fissures locales grâce à leur forme, augmentant ainsi

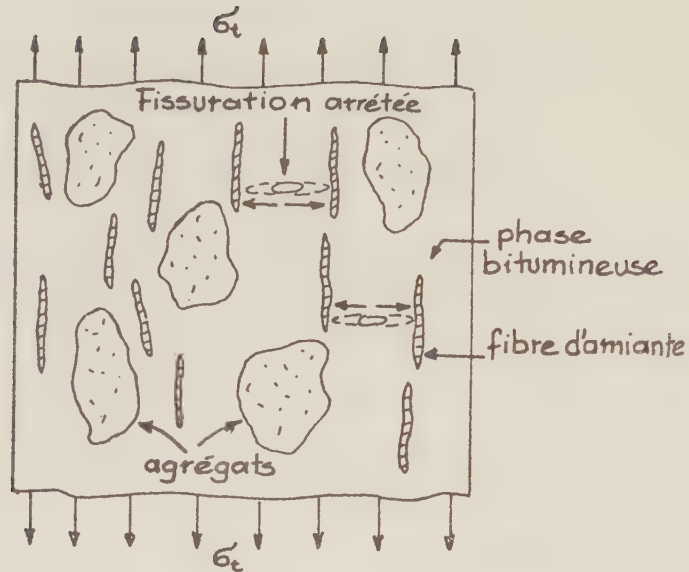


Figure 62. Arrestation des fissures par des fibres d'amiante.

la résistance à la traction comme l'indique la Figure 62.

E.Tons et E.M.Krokosky (20) ont trouvé des augmentations significatives de la résistance à la traction en utilisant 5% de fibre d'amiante dans leur mélange.

On voit que le problème est complexe, mais un compromis entre différentes caractéristiques de l'enrobé nous paraît possible si une résistance à la traction élevée est vraiment indispensable.

II - ESSAIS DE COMPRESSION SIMPLE

Le but de ces essais était d'étudier la résistance à la compression de la formule La Noubleau C dans une large gamme de température et de vitesses de déformation, et de comparer le comportement de l'enrobé en traction et en compression simple, les conditions d'essai étant les mêmes.

Nous avons déjà noté que l'essentiel de l'essai Duriez était maintenu pour la réalisation des essais de compression simple. Les modifications apportées à l'essai Duriez sont:

- la mesure de déformation tout au long de l'essai en même temps que la mesure de force.
- l'utilisation d'une enceinte thermostatée autour de l'éprouvette, rendue nécessaire compte tenu de l'étalement du temps de charge (27 minutes pour une vitesse de 0,11 mm/mn.).

A. EXPERIMENTATION.

a. Températures.

Les mêmes qu'en traction, à savoir: -9°C, 0°C, 9°C, 18°C; 36°C, 50°C.

b. Vitesses de déformation.

Etant donnée la hauteur de l'éprouvette de compression (100 mm contre 125 mm en traction), les vitesses ont été diminuées de façon à avoir à peu près les mêmes vitesses relatives nominales ($d\epsilon / dt / H$) en compression et en traction. On a donc choisi les 4 vitesses suivantes:

$$1 \text{ mm/s} - 0,129 \text{ mm/s} - 0,86 \text{ mm/mn} - 0,11 \text{ mm/mn},$$

qui donnent des temps de charge bien répartis variant entre 3,2 et 1666 secondes.

C. Confection des éprouvettes et conservation.

On a procédé exactement de la même manière qu'en traction, mais les éprouvettes de compression ont été écrasées telles quelles après 7 jours de conservation à 18°C et 24 heures à la température de l'essai.

d. Plan de travail.

La confection a eu lieu 3 jours par semaine à raison de 16 éprouvettes par jour (8 pour les compressions, 8 pour les brésiliens). Ces 16 éprouvettes furent écrasées la semaine suivante pendant 3 jours en compression simple et en compression diamétrale (brésilien), en utilisant 2 températures et 4 vitesses de déformation par jour.

e. Distribution au hasard des éprouvettes.

Le même procédé qu'en traction pour 16 éprouvettes compactées un même jour.

f. Interposition des plaques de carton.

Deux plaques de carton d'épaisseur 5 mm ont été interposées, pour chaque essai, entre l'éprouvette et les plateaux pour diminuer l'effet de frottement aux extrémités (voir la Figure 18 et la Photo 6).

g. Répétition.

Chaque essai de compression fait l'objet, en principe, de 3 répétitions, mais une quatrième répétition a été ajoutée quand elle semblait nécessaire.

h. Etalonnage des capteurs de déformations et des pesons.

Nous avons utilisé les mêmes capteurs de déformation qu'en traction en inversant le sens de mesure. Ils furent étalonnés dans ce sens de la même manière qu'en traction.

i. Dispersion des résultats.

L'erreur expérimentale dans les résultats (à la rupture) des essais

de compression a même origine que celle existant dans les résultats de traction directe. Nous avons déterminé le coefficient de variation (écart-type/moyenne) pour chaque essai sur 3 (parfois 4) répétitions. Nous donnons ci-dessous le coefficient de variation moyen pris sur 24 séries d'essais (6 températures x 4 vitesses) pour les mesures de contraintes de déformations et de temps séparément. Il est de:

5,48% (avec un maximum de 12%) pour les mesures de contraintes,

9,57% (avec un maximum de 20%) pour les mesures de déformations,

5,18% (avec un maximum de 9%) pour les mesures de temps de charge.

Bien que chaque essai de compression fasse l'objet de 3 (ou 4) répétitions, ces chiffres montrent que les résultats en compression sont moins dispersés que ceux de traction (6 ou 5 répétitions); les résultats les plus dispersés étant ceux de déformation comme en traction. Néanmoins nous pensons préférable d'utiliser une répétition de 4 pour les essais de compression.

B. RESULTATS OBTENUS. LEUR DISCUSSION ET COMPARAISON AVEC LE COMPORTEMENT EN TRACTION.

Dans tous les essais que nous avons effectués, nous avons enregistré tout au long de l'essai la force appliquée, la déformation résultante, ainsi que le temps écoulé. L'enregistrement a été poursuivi au-delà de la rupture, celle-ci n'étant jamais fragile au sens défini en traction.

Les résultats obtenus sont présentés sous forme de graphiques. Les courbes effort-déformation, Figures 63 à 66 sont représentatives des moyennes calculées d'après les résultats de 3 ou 4 répétitions.

L'étude de ces courbes montre:

- que l'influence de la température (comme en traction) sur la résistance et la déformation est très importante. Dans la gamme de température et de vitesse utilisée, la résistance à la compression varie entre 3,8 et 280 bars. La résistance maximale correspond à

-9°C pour une vitesse de 1 mm/s. Donc, plus la température est élevée, plus la résistance est faible. La diminution de la résistance à -9°C et 0°C constatée en traction n'a pas lieu en compression, ceci pouvant s'expliquer par la diminution du rôle joué par le bitume en compression: en effet, la résistance à la compression dépend, avant tout, du nombre de contacts entre les granulats.

- que la rupture est plus ou moins rapide suivant la température et la vitesse. Mais, après rupture, l'éprouvette manifeste toujours une certaine résistance qui dure plus ou moins longtemps suivant ces deux paramètres.
- que la vitesse de déformation influe sur la résistance de la même manière que la température, les vitesses rapides donnant des résistances élevées.
- qu'en général les déformations augmentent lorsque la température s'élève (ou la vitesse diminue). Dans la gamme de températures et de vitesses utilisée la déformation relative à la rupture varie entre $5,05 \times 10^{-3}$ et $19,80 \times 10^{-3}$. La déformabilité de l'enrobé en compression est donc plus élevée qu'en traction. On constate une diminution de la déformation à la rupture (Figures 67 et 73) à 36°C et 50°C lorsque la vitesse est faible.

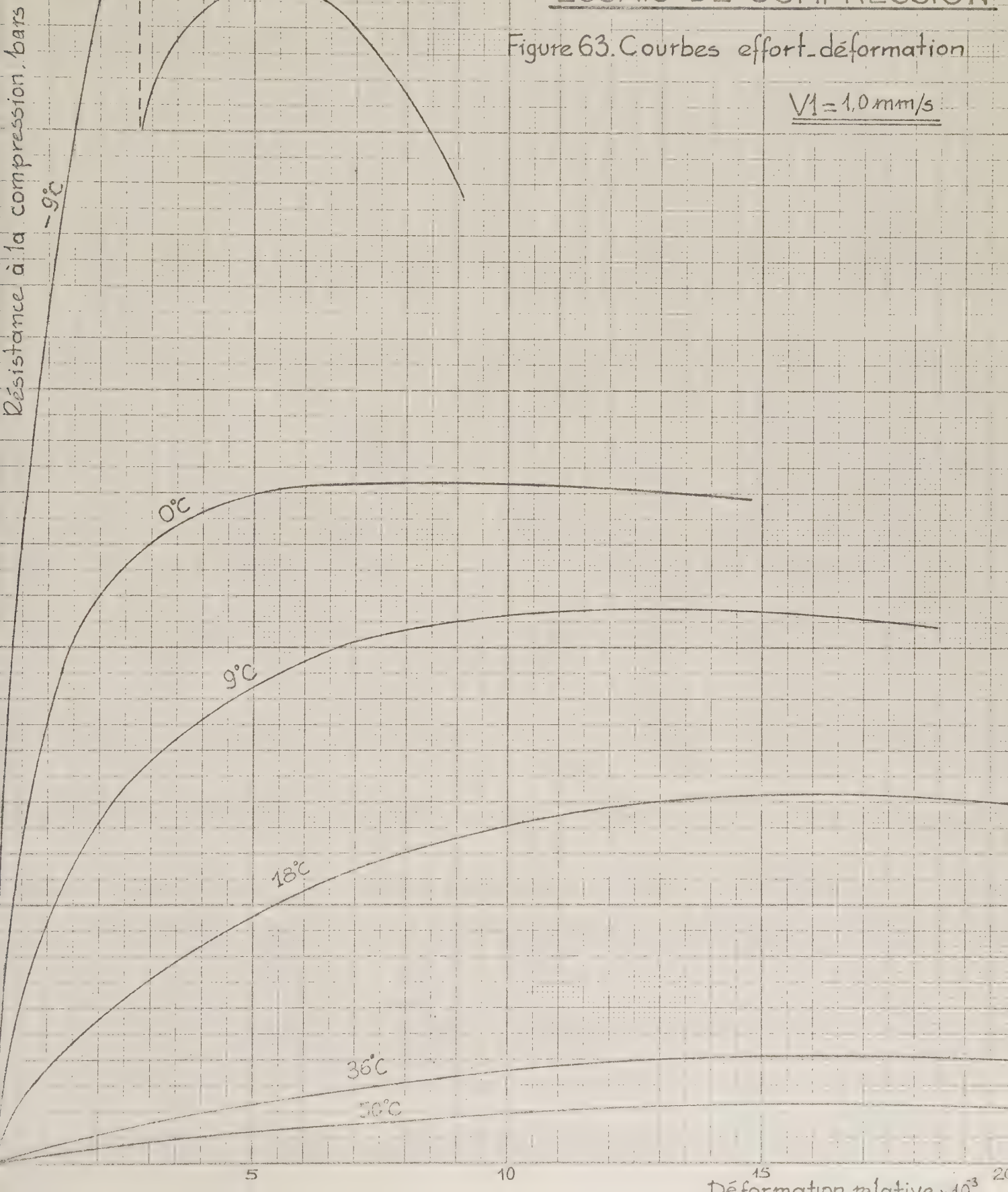
Les Figures 68 à 71 représentent la résistance à la compression en fonction du temps de charge. Ces courbes confirment nos précédentes conclusions sur la résistance et donnent une idée précise, en ce qui concerne le temps de charge en compression variant dans la gamme de températures et de vitesses utilisée entre 3,2 et 1666 secondes.

Comme en traction, le temps de charge semble être uniquement fonction de la vitesse de déformation. En effet, quelle que soit la température, on obtient les temps de charge suivants pour 4 vitesses nominales utilisées:

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 63. Courbes effort-déformation

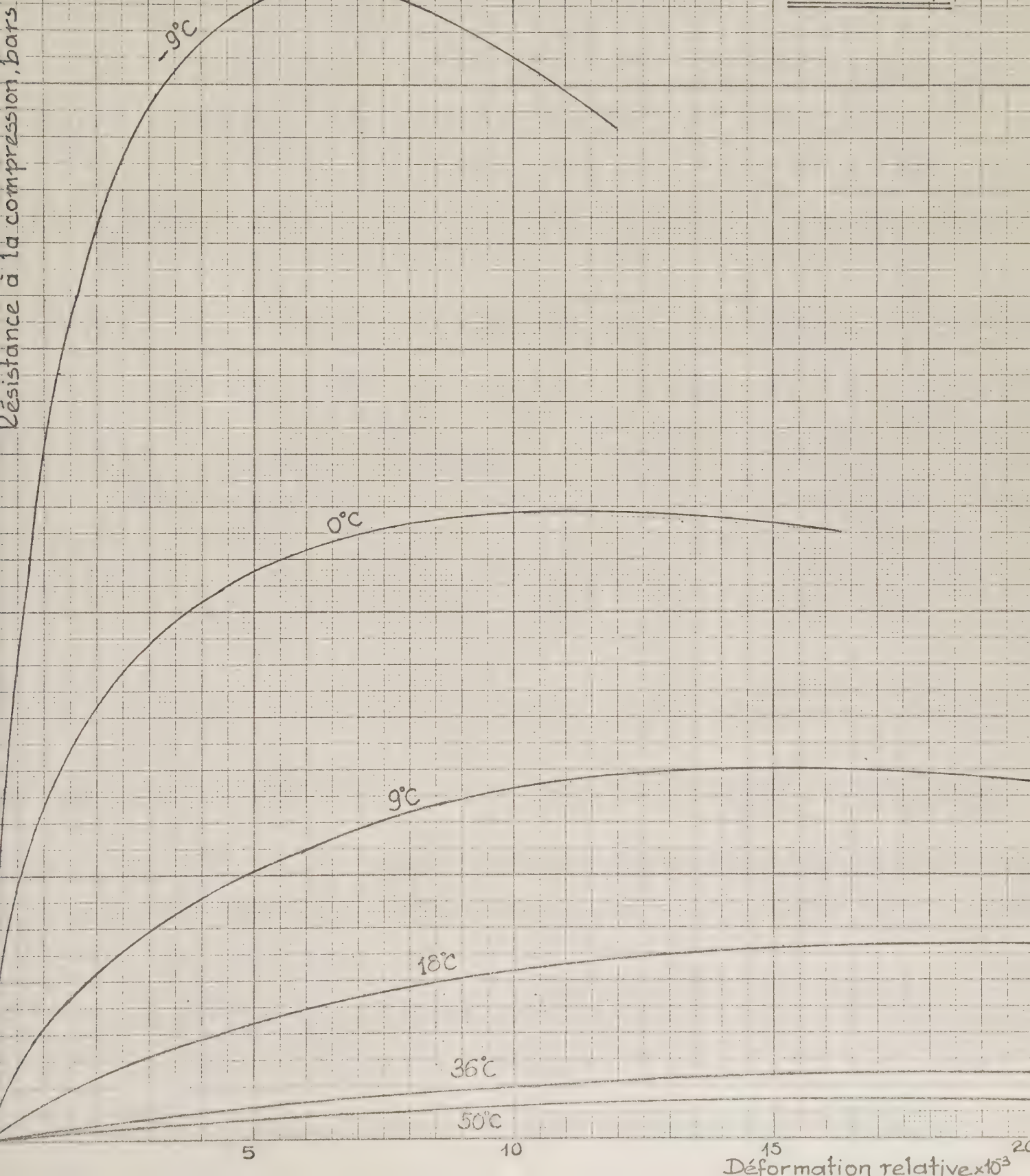
$V_1 = 1,0 \text{ mm/s}$



ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 64. Courbes effort-déformation

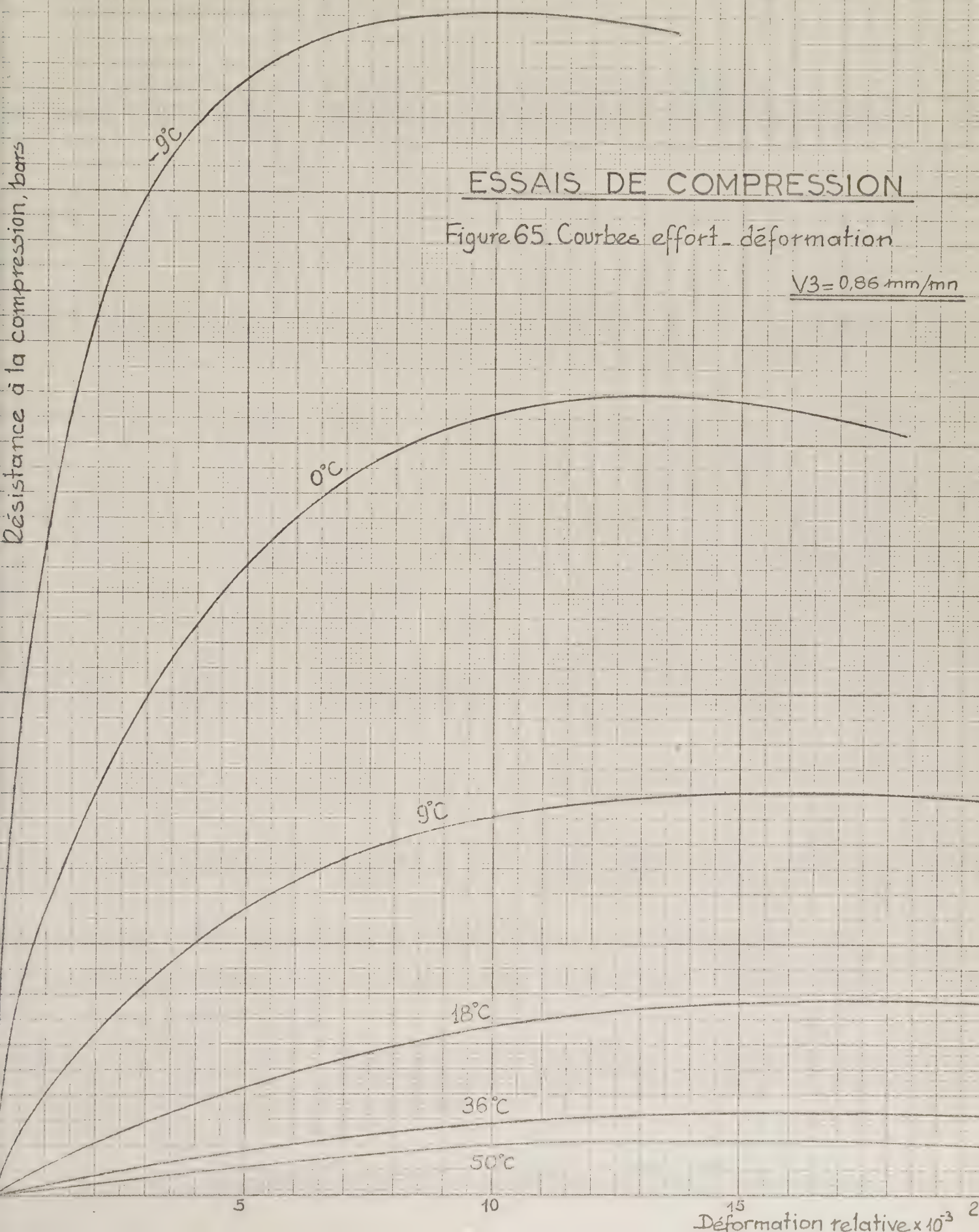
$V_2 = 0,129 \text{ mm/s}$



Résistance à la compression, bars

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 65. Courbes effort-déformation

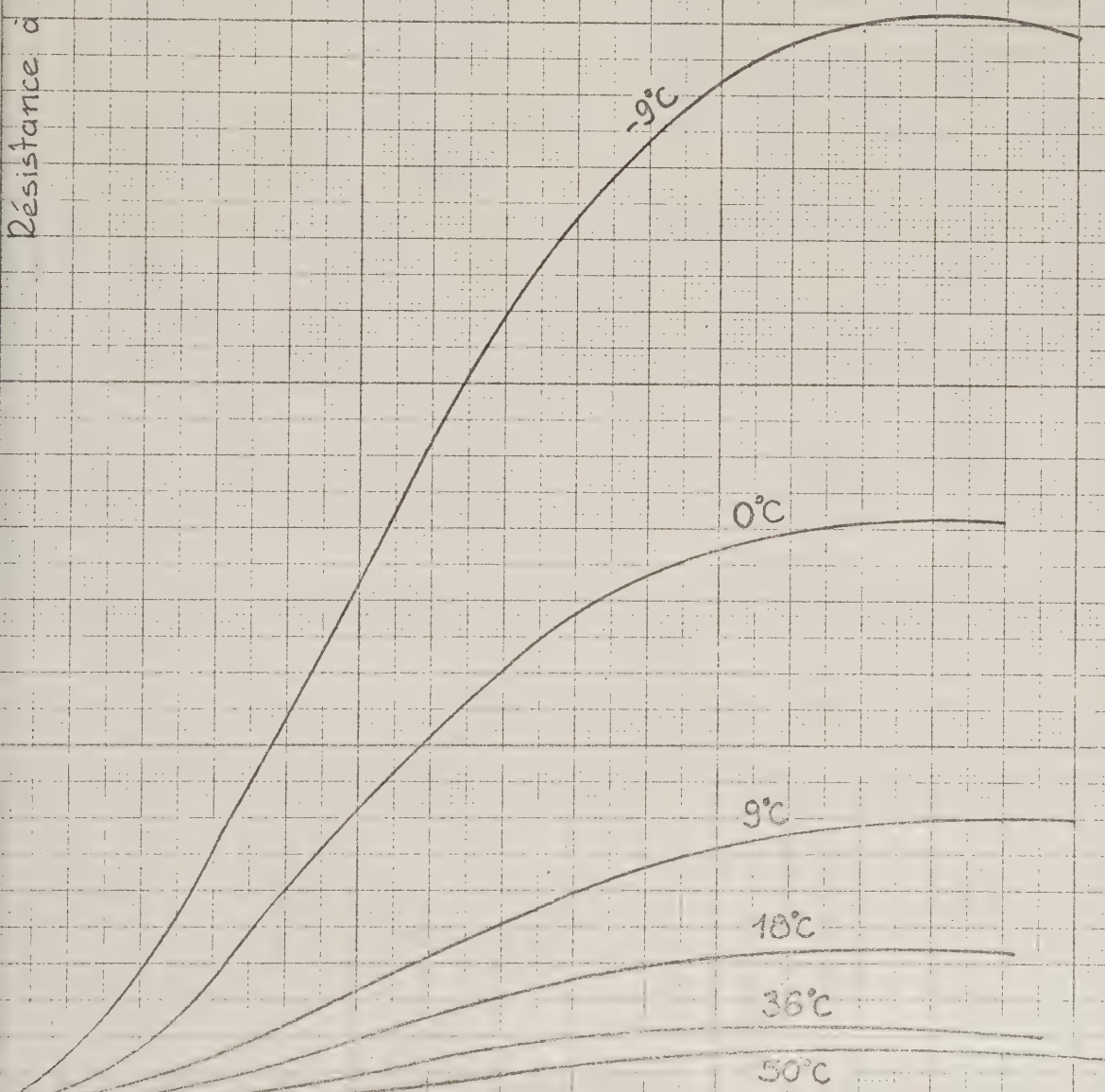
 $V_3 = 0,86 \text{ mm/mn}$ 

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 66. Résistance en fonction du temps

$$\underline{V/L = 0,11 \text{ mm/mn}}$$

Résistance à la compression, bars



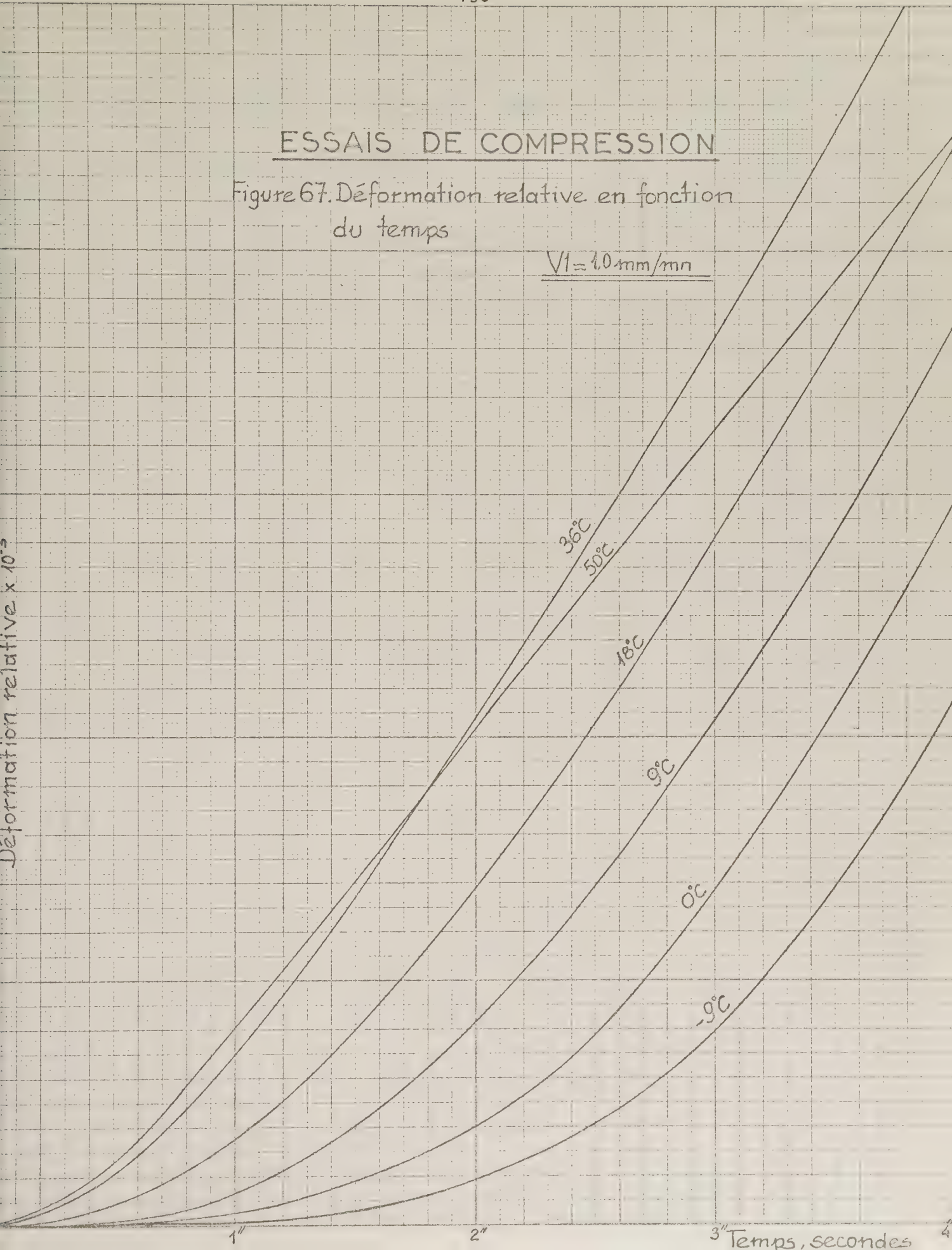
Temps, minutes

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 67. Déformation relative en fonction du temps

$$\underline{V = 1.0 \text{ mm/mn}}$$

Déformation relative $\times 10^{-3}$



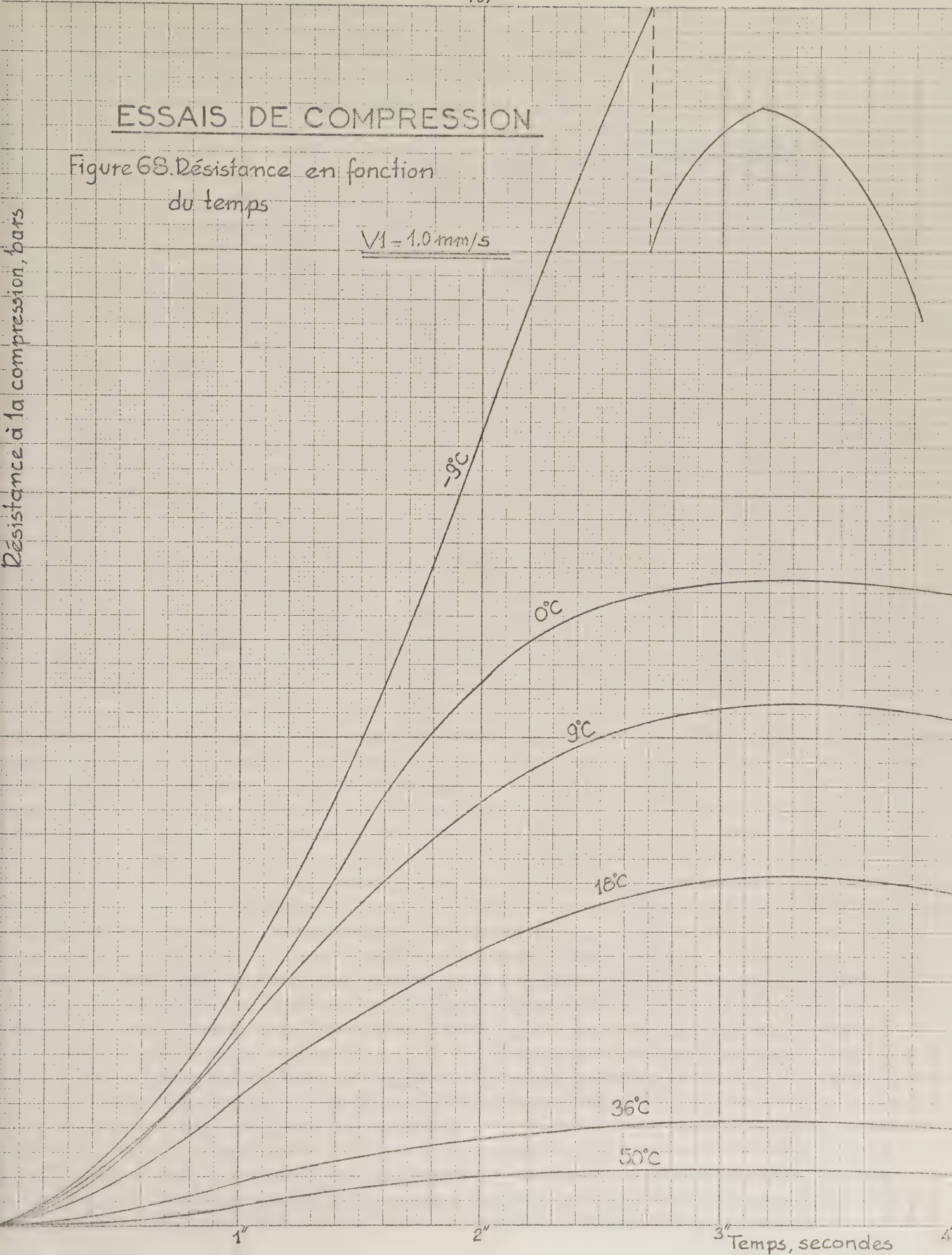
Temps, secondes

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 68. Résistance en fonction
du temps

$V_1 = 1.0 \text{ mm/s}$

Résistance à la compression, bars



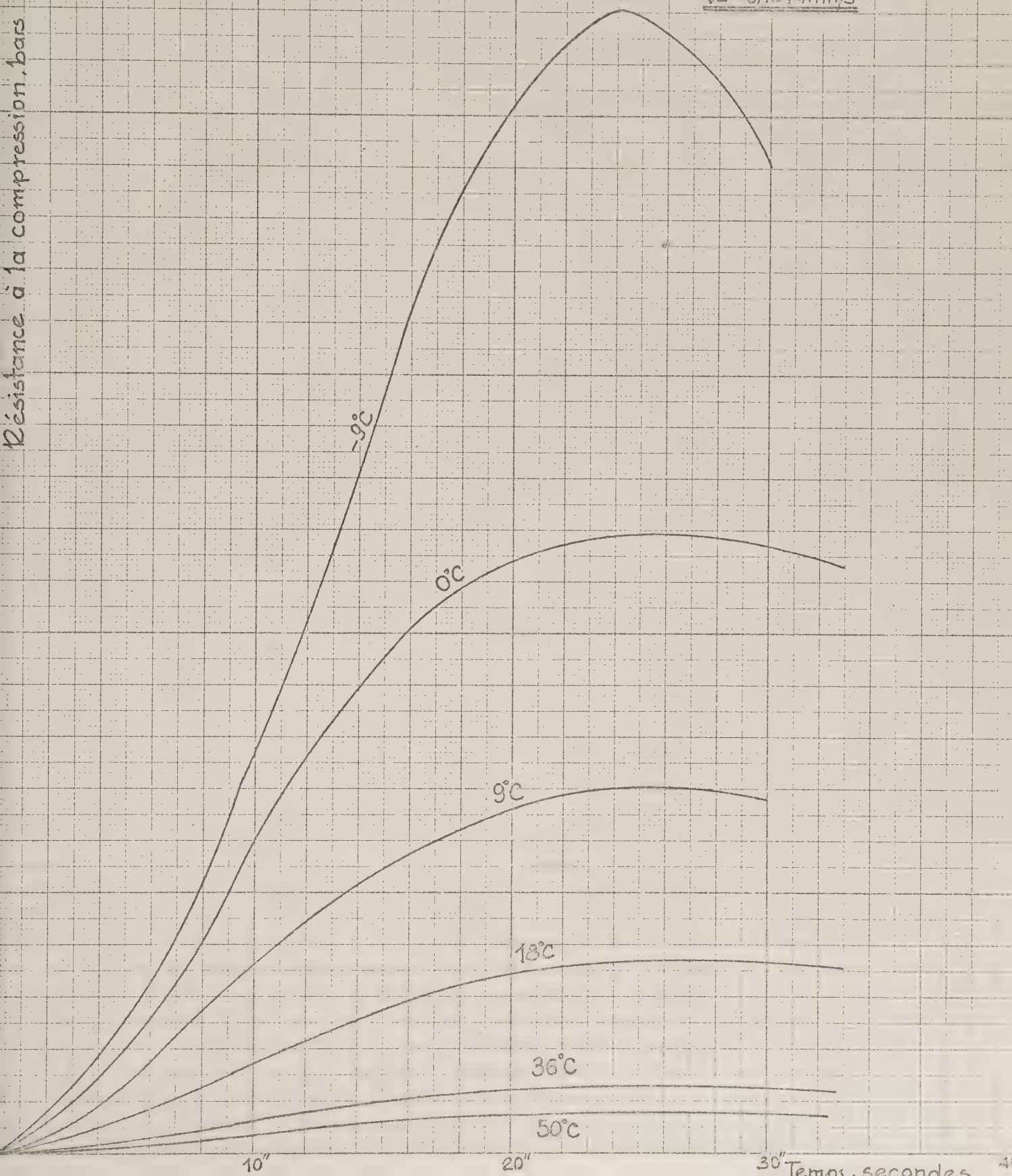
Temps, secondes

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 69. Résistance en fonction du temps

$$\underline{V_2 = 0,129 \text{ mm/s}}$$

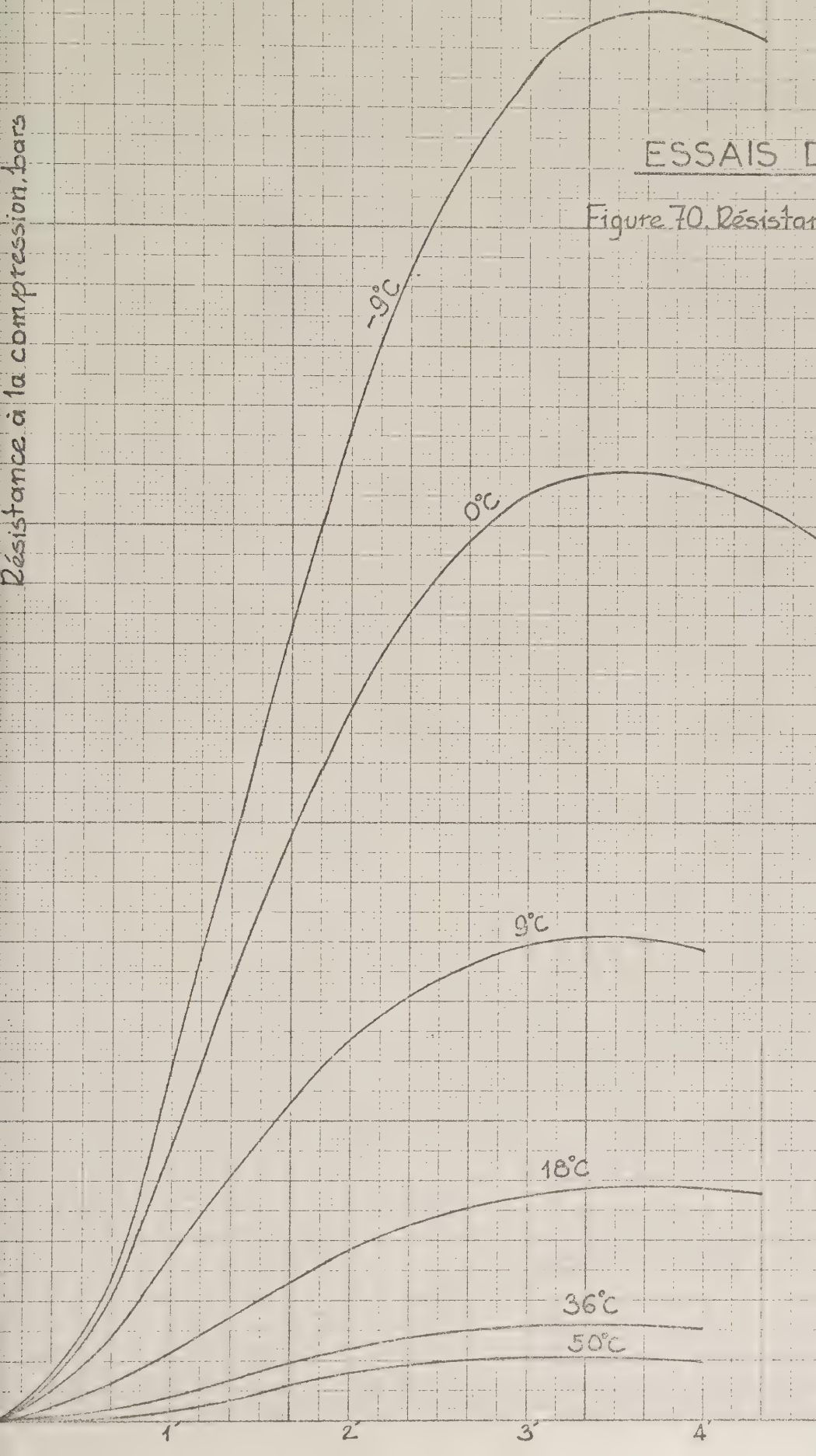
Résistance à la compression, bars



Résistance à la compression, bars

ESSAIS DE COMPRESSION

Figure 70. Résistance en fonction du temps

 $V_3 = 0,86 \text{ mm/mm}$ 

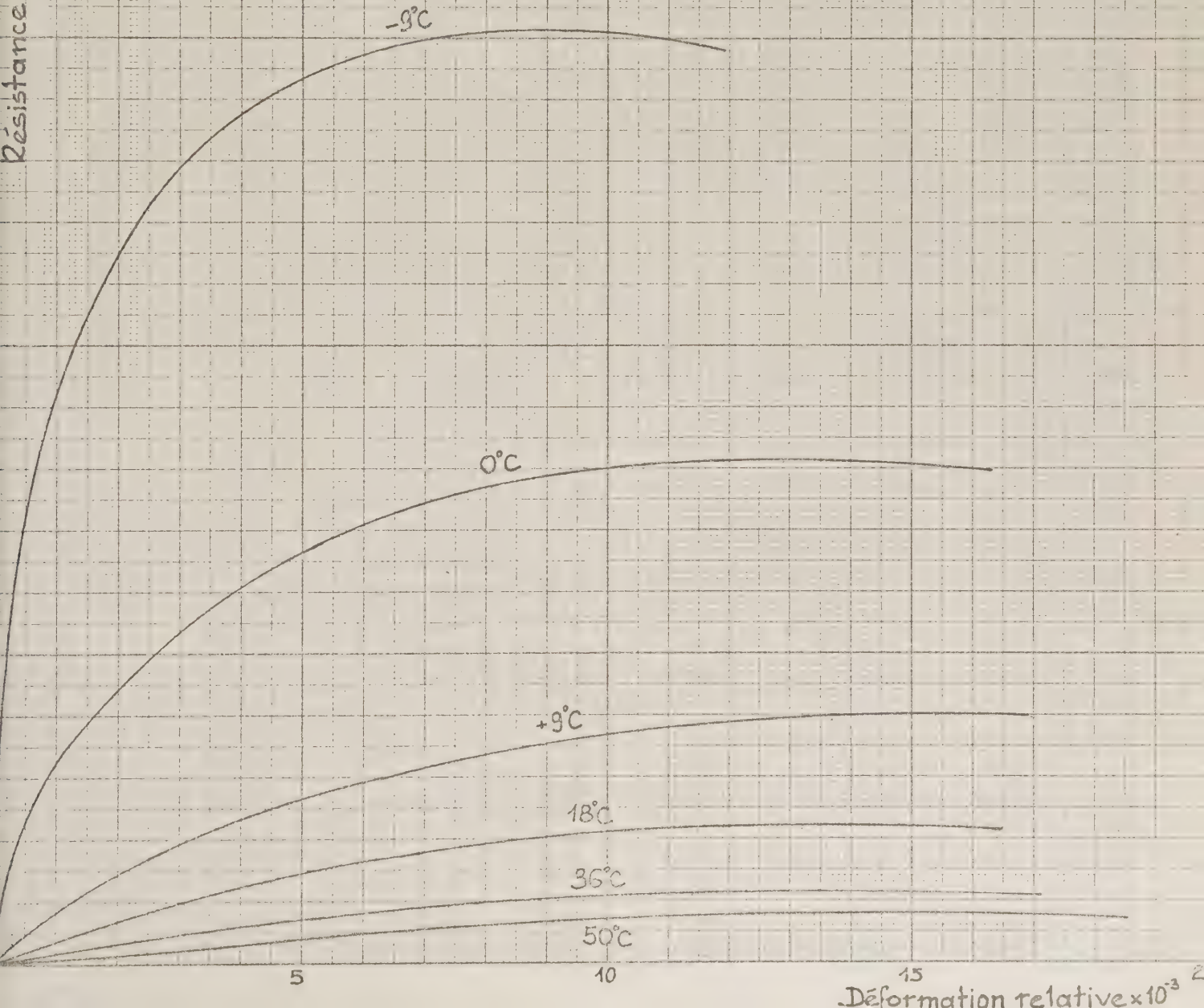
Temps, minutes

ESSAIS DE COMPRESSION

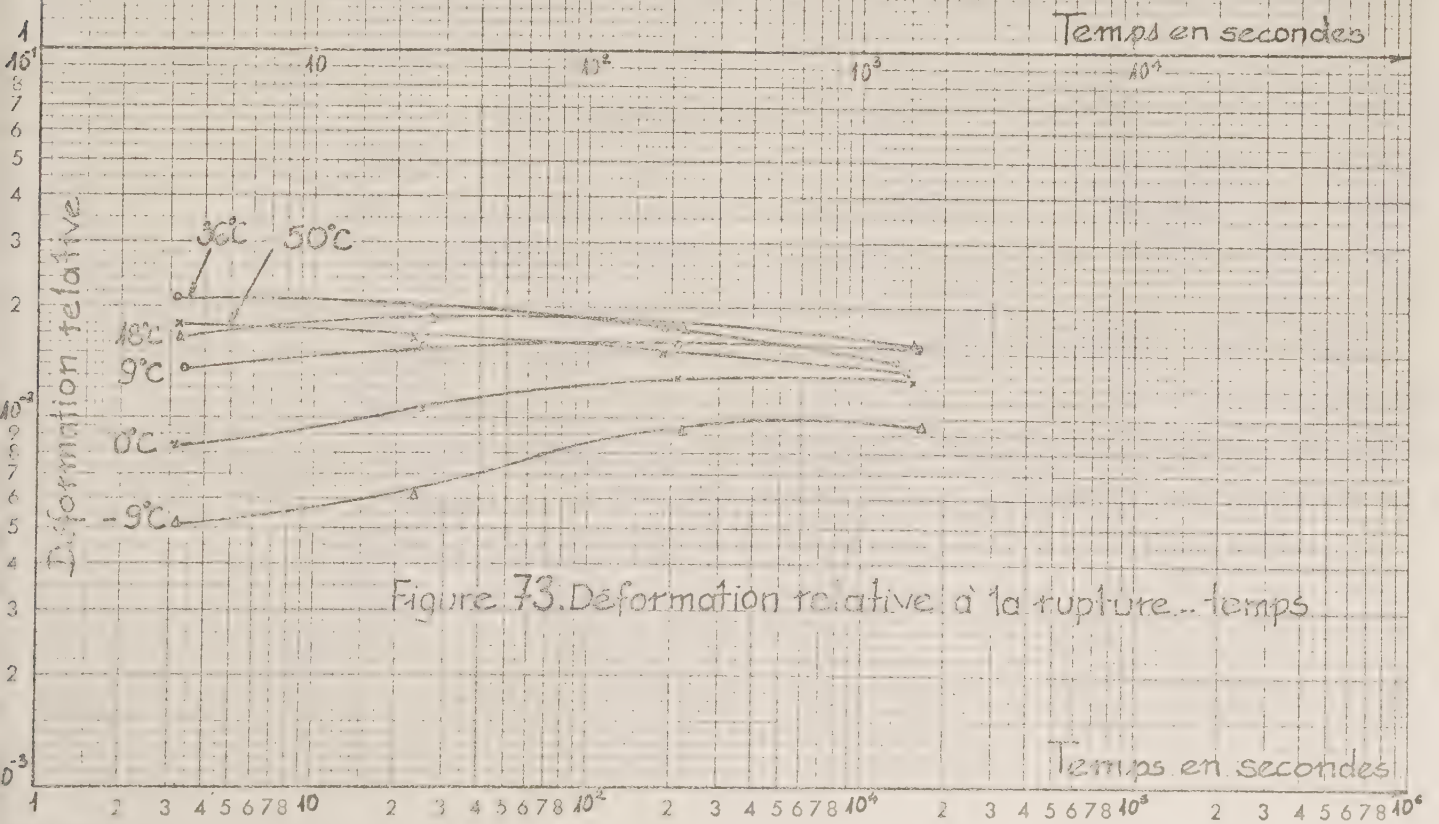
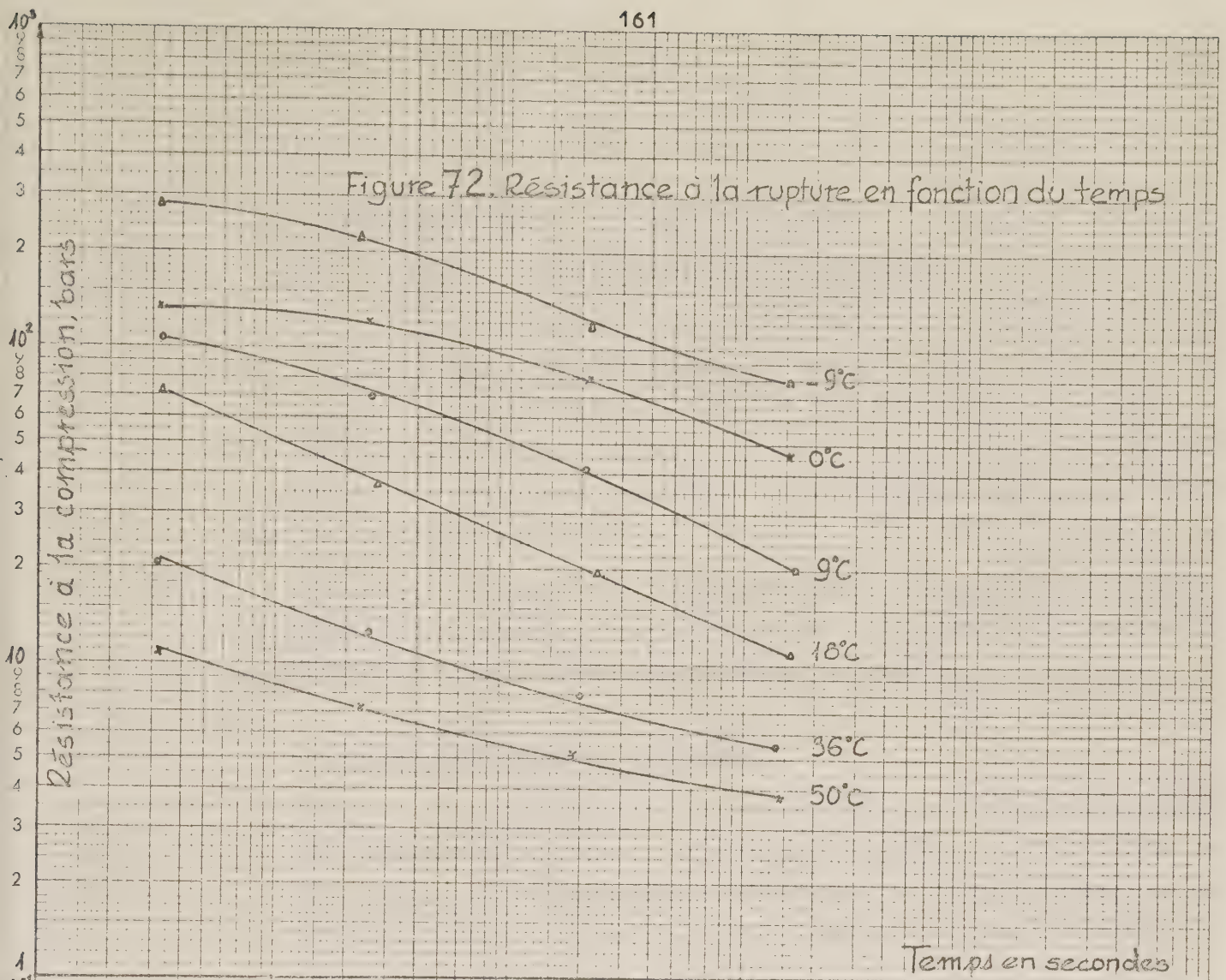
Figure 71. Courbes effort-déformation

$$\underline{V_4 = 0,11 \text{ mm/mn}}$$

Résistance à la compression, bars



Déformation relative $\times 10^{-3}$



pour VI = 1 mm/s	$3,2 \text{ s} < t < 3,4 \text{ s}$
V2 = 0,129 mm/s	$22,9 \text{ s} < t < 27,3 \text{ s}$
V3 = 0,86 mm/mn	$118 \text{ s} < t < 224 \text{ s}$
V4 = 0,11 mm/mn	$1375 \text{ s} < t < 1666 \text{ s}$

D'après ces résultats, on peut dire qu'en compression le temps de charge a tendance, pour une vitesse nominale donnée et ceci pour les raisons décrites pour les essais de traction.

En outre, on constate que le temps de charge en compression est considérablement plus long qu'en traction. Cela peut être attribué au mécanisme de rupture qui est essentiellement différent en compression.

Mécanisme de rupture en compression.

Il n'est pas dans nos propos d'entreprendre l'explication détaillée du mécanisme de rupture en compression. D'ailleurs, on trouve, dans la littérature de nombreuses études théoriques sur ce sujet. Nous nous contentons donc de faire quelques brèves remarques en nous référant à l'étude faite par Monsieur Bažant (22).

Il est bien évident que la rupture par compression est un phénomène beaucoup plus compliqué que la rupture par traction ou par cisaillement. Il est également évident que les contraintes de compression elles-mêmes ne peuvent pas provoquer la rupture. Celle-ci ne peut être entraînée que par des contraintes secondaires de traction ou de cisaillement accompagnant les contraintes de compression. C'est donc l'instabilité transversale qui est décisive pour les éléments uni- et bi-dimensionnels (barres, plaques, coques) (22). mais c'est le même phénomène qui explique l'apparition de fissures parallèles aux contraintes de compression dans un matériau comprimé. Ceci s'applique, dans une certaine mesure, au béton bitumineux comme au béton hydraulique.

La propagation des contraintes de compression au sein de l'éprouvette se fait à travers des points de contact entre les agrégats. Ces contraintes arrivées à un seuil critique provoquent des contraintes de tractions transversales. Celles-ci, accompagnées de contraintes de cisaillement, entraînent les fissurations longitudinales, donc la rupture de l'éprouvette (Figure 74). Nous avons constaté dans nos essais

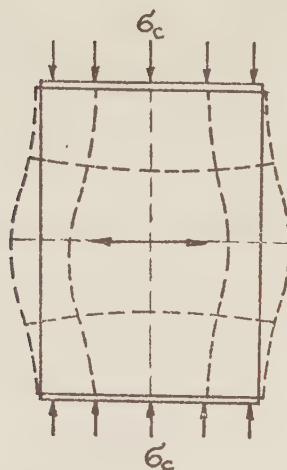


Figure 74. Rupture en compression.

l'apparition de ces fissures, ainsi que la formation de tonneau bien connue malgré l'interposition des plaques de carton. Les temps de charge relativement élevés en compression s'expliquent, alors, par ce long processus de rupture.

D'après Monsieur Bažant " la théorie confirme que la résistance en compression dépend de la résistance à la traction (fragilité du corps), laquelle est, de ce point de vue, la caractéristique fondamentale ". Notons que c'est une justification, entre autres, pour la réalisation des essais de traction directe sur les enrobés.

Courbe maitresse.

On voit sur la Figure 72 la variation de la résistance à la rupture en fonction du temps en coordonnées logarithmiques. En utilisant ces courbes, nous avons dressé la courbe maitresse de la résistance en compression par le même procédé qu'en traction (Figure 75). La variation du facteur de translation a_T en fonction de la température est représentée sur la Figure 49. On remarque que les valeurs de a_T sont très proches de celles déterminées en traction et en brésilien. Il est donc vraisemblable que ce soit le même a_T qui s'applique à toutes les propriétés rhéologiques des corps viscoélastiques. C'est ce que de nombreux chercheurs ont déjà noté dans leurs études (4, 5, II).

En examinant la courbe maitresse (Figure 75) on constate la variation de la résistance dans une très large gamme de temps ~~de~~ charge. D'après la pente de cette courbe, on peut dire que la résistance en compression est légèrement moins sensible à la variation du temps, surtout quand celui-ci est long.

La Figure 75 indique également le rapport entre la résistance à la compression et la résistance à la traction.

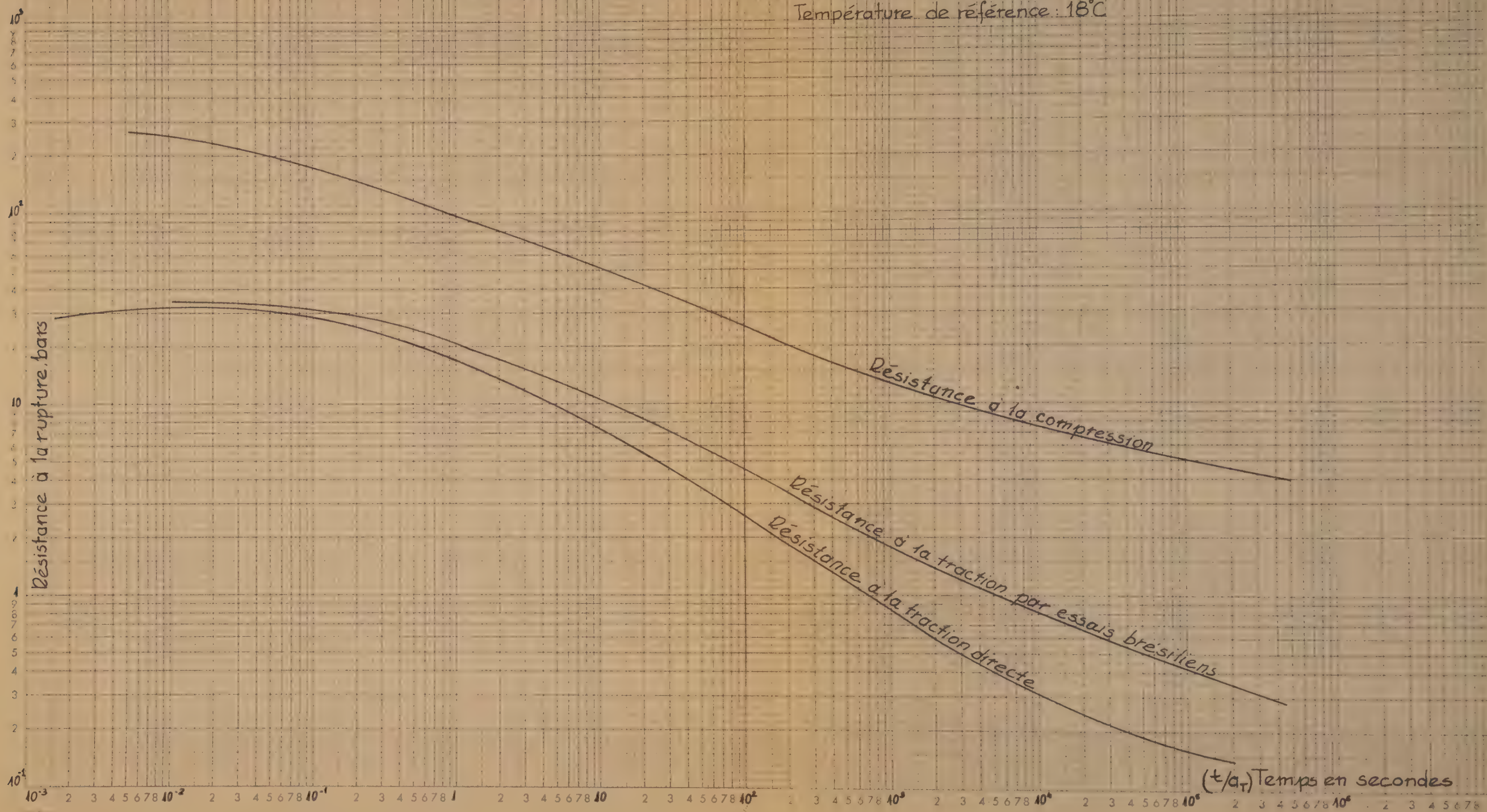
Fragilité du béton bitumineux aux basses températures.

Le rapport entre la résistance à la compression et la résistance à la traction (σ_c/σ_t) peut caractériser, aux basses températures, la " fragilité ". Pour une meilleure représentation nous avons tracé la Figure 76. Sur cette Figure, chaque point représente les deux résistances pour une température et une vitesse donnée. La Figure 77 dressée en calculant les rapports σ_c/σ_t , montre que la fragilité varie en fonction des deux paramètres (T et $d\epsilon/dt$) utilisés. Elle semble avoir une tendance à rester constante entre 0°C et 18°C variant cependant légèrement entre 3,3 et 5,6 pour être perturbée à 18°C dès que la vitesse de déformation devient lente. Il est intéressant de noter qu'aux basses tempéra-

ESSAIS DE TRACTION DE COMPRESSION ET ESSAIS BRÉSILIEN

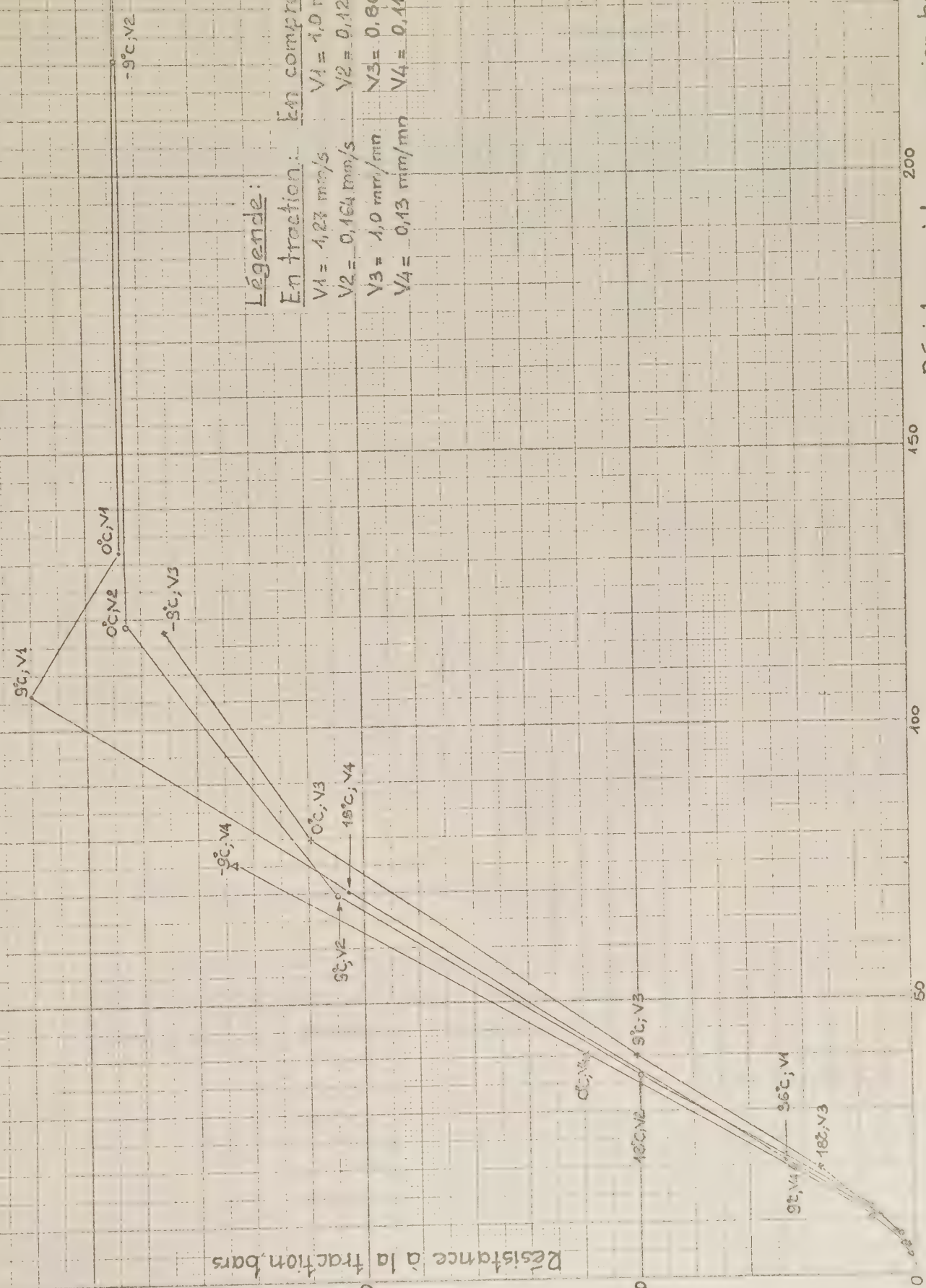
Figure 75. Courbes maîtresses de la résistance à la rupture

Température de référence: 18°C



ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

Figure 76 Comparaison traction directe - compression



Légende:
 En traction: $V1 = 1,23 \text{ mm/s}$
 $V2 = 0,164 \text{ mm/s}$
 $V3 = 1,0 \text{ mm/min}$
 $V4 = 0,43 \text{ mm/min}$
 En compression: $V1 = 1,0 \text{ mm/s}$
 $V2 = 0,129 \text{ mm/s}$
 $V3 = 0,86 \text{ mm/min}$
 $V4 = 0,41 \text{ mm/min}$

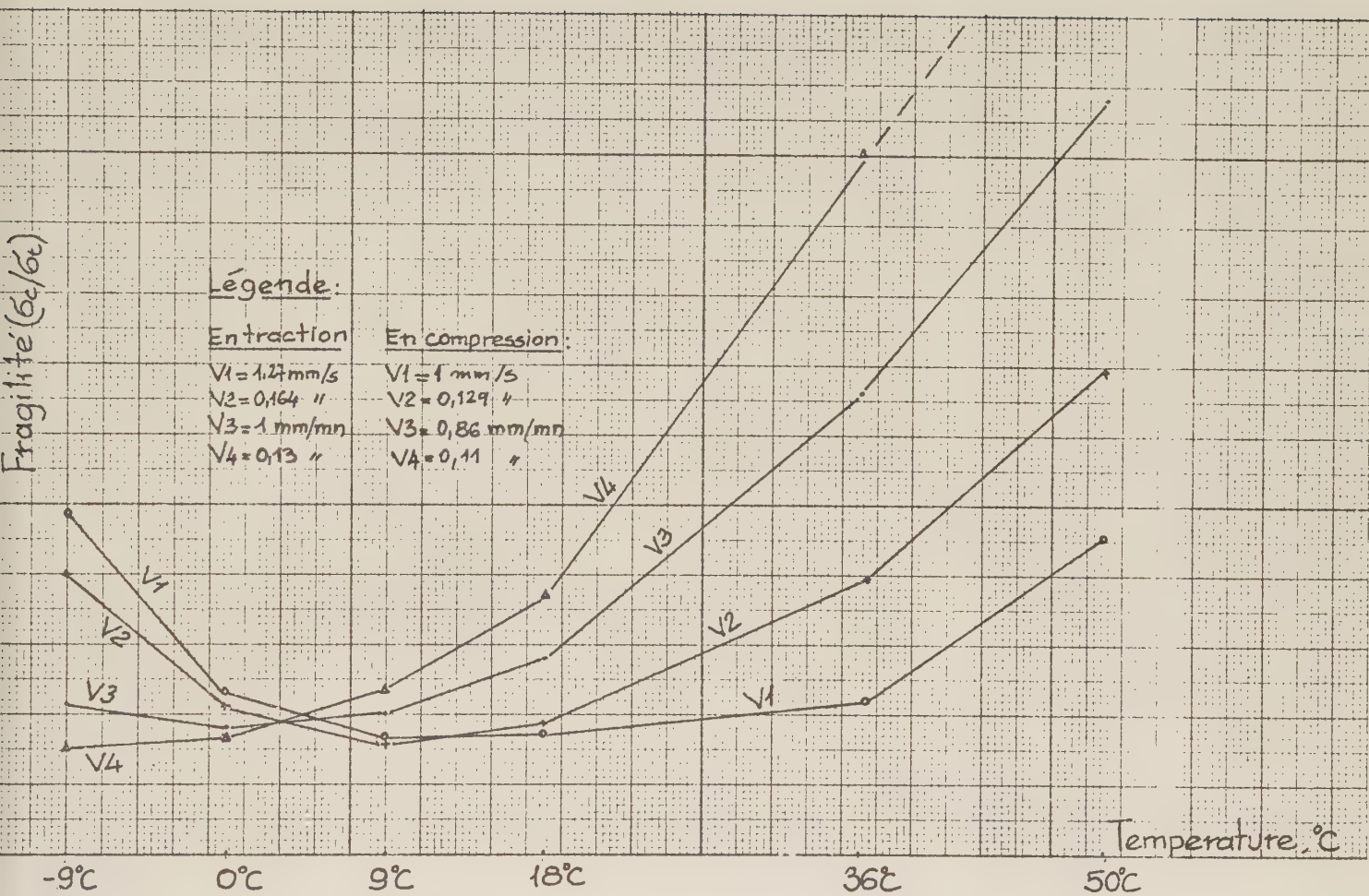


Figure 77. Fragilité du béton bitumineux.

tures, la fragilité de l'enrobé s'approche de celle des corps fragiles (béton hydraulique) dont le "fragilité" varie entre 8 et 10, et ceci d'autant plus que la vitesse est plus élevée.

III – DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT, DE LA COHÉSION ET L'ANGLE DE FROTTEMENT INTERNE

Il est possible de calculer, à partir des résultats des essais à vitesses de déformation constantes, la résistance au cisaillement, la cohésion et l'angle de frottement interne.

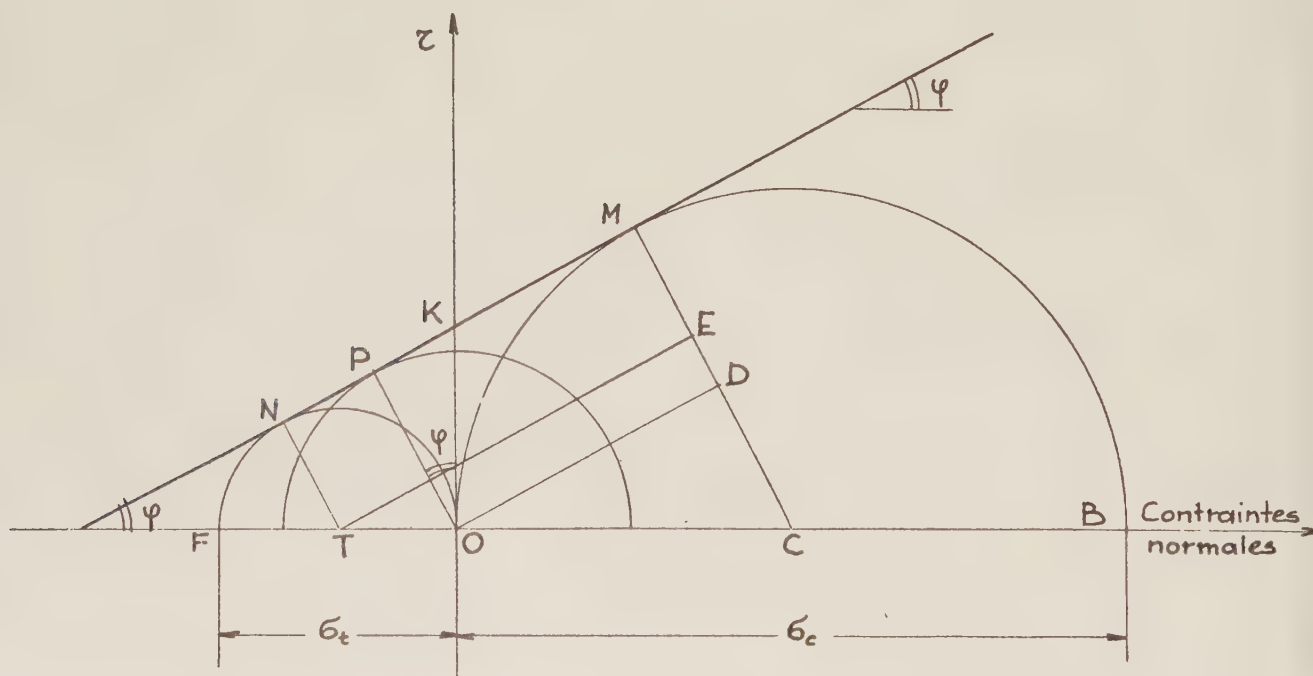


Figure 78. Cercles de Mohr.

En utilisant les résistances à la rupture en traction et en compression, il est possible de tracer les cercles de Mohr et leur enveloppe (en faisant l'hypothèse que cette enveloppe est la droite tangente aux deux cercles de compression et de traction), comme on le voit sur la Figure 78.

Sur cette figure :

OB = résistance à la compression

OF = résistance à la traction

OP = résistance au cisaillement

OK = cohésion

φ = angle de frottement interne.

Par la géométrie de la Figure 78 on obtient les relations suivantes:

$$\text{Pour angle de frottement interne: } \varphi = \frac{\sigma_c - \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \dots\dots 4.17$$

(où σ_c et σ_t étant la résistance à la rupture en compression et en traction respectivement).

$$\text{Pour cohésion : } C = \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_c \sigma_t} \dots\dots\dots 4.18$$

$$\text{Pour résistance au cisaillement : } \tau = \frac{\sigma_c \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \dots\dots\dots 4.19$$

En utilisant les équations 4.17, 4.18, 4.19 nous avons calculé les valeurs de τ , C et φ pour 6 températures et 4 vitesses de déformation.

On remarque sur les Figures 79 et 80 que la cohésion varie de la même manière que la résistance au cisaillement. L'une comme l'autre décroissent lorsque la température augmente et que la vitesse diminue. Elles descendent à des valeurs très faibles à 50°C.

Quant à l'angle de frottement interne, nous avons représenté sa variation en fonction de ces deux paramètres sur la Figure 81. On remarque sur cette dernière que la variation de l'angle de frottement interne présente des aspects particuliers. L'angle de frottement interne qui, aux basses températures, a des

valeurs d'autant plus élevées que la vitesse est rapide, diminue entre -9°C et 9°C ; par contre, au-dessus de 9°C une augmentation progressive de φ a lieu au fur et à mesure que la température s'élève et que la vitesse diminue.

Si l'on admet que l'effet de la température sur le frottement interne se traduit à une vitesse donnée, par une courbe présentant un minimum, l'étagement des courbes correspondant à différentes vitesses, tel qu'il apparaît sur la Figure 8I, montre que le principe d'équivalence temps-température est vérifié; en effet, celui-ci exige que pour la branche décroissante de la courbe de φ en fonction de la température, les vitesses les plus élevées correspondent aux φ les plus forts, et que pour la branche croissante, les vitesses les plus faibles correspondent aux φ les plus forts.

Les valeurs relativement élevées de φ aux basses températures sont dues vraisemblablement à la cohésion, elle-même élevée à ces températures. φ diminue lorsqu'on augmente la température jusqu'à une certaine valeur comprise entre 0°C et 9°C , parce que la cohésion diminue progressivement alors qu'un frottement mécanique au sein de l'éprouvette est encore absent à cause de la rigidité du bitume.

Dès que la température devient assez élevée, un frottement mécanique se développe entre les granulats, ce qui augmente l'angle de frottement interne malgré la diminution qu'éprouve la cohésion.

En pratique, un tapis d'enrobé bien étudié résiste en général aux charges imposées, même à température élevée; la résistance au cisaillement et la cohésion comme la résistance à la traction étant alors faibles. La résistance de la couche de surface ne peut s'expliquer que par l'existence d'un fort frottement interne à ces températures.

La cohésion et l'angle de frottement interne sont deux caractéristiques intrinsèques à la rupture très importantes de l'enrobé. Une méthode rationnelle d'évaluation de l'enrobé doit les considérer comme paramètres. Et on sait que plusieurs efforts ont été faits dans ce sens (24) en s'inspirant des théories de la mécanique des sols, mais les formules existantes basées sur ces deux paramètres semblent être irréalistes, compte tenu des hypothèses nécessaires pour leur utilisation.

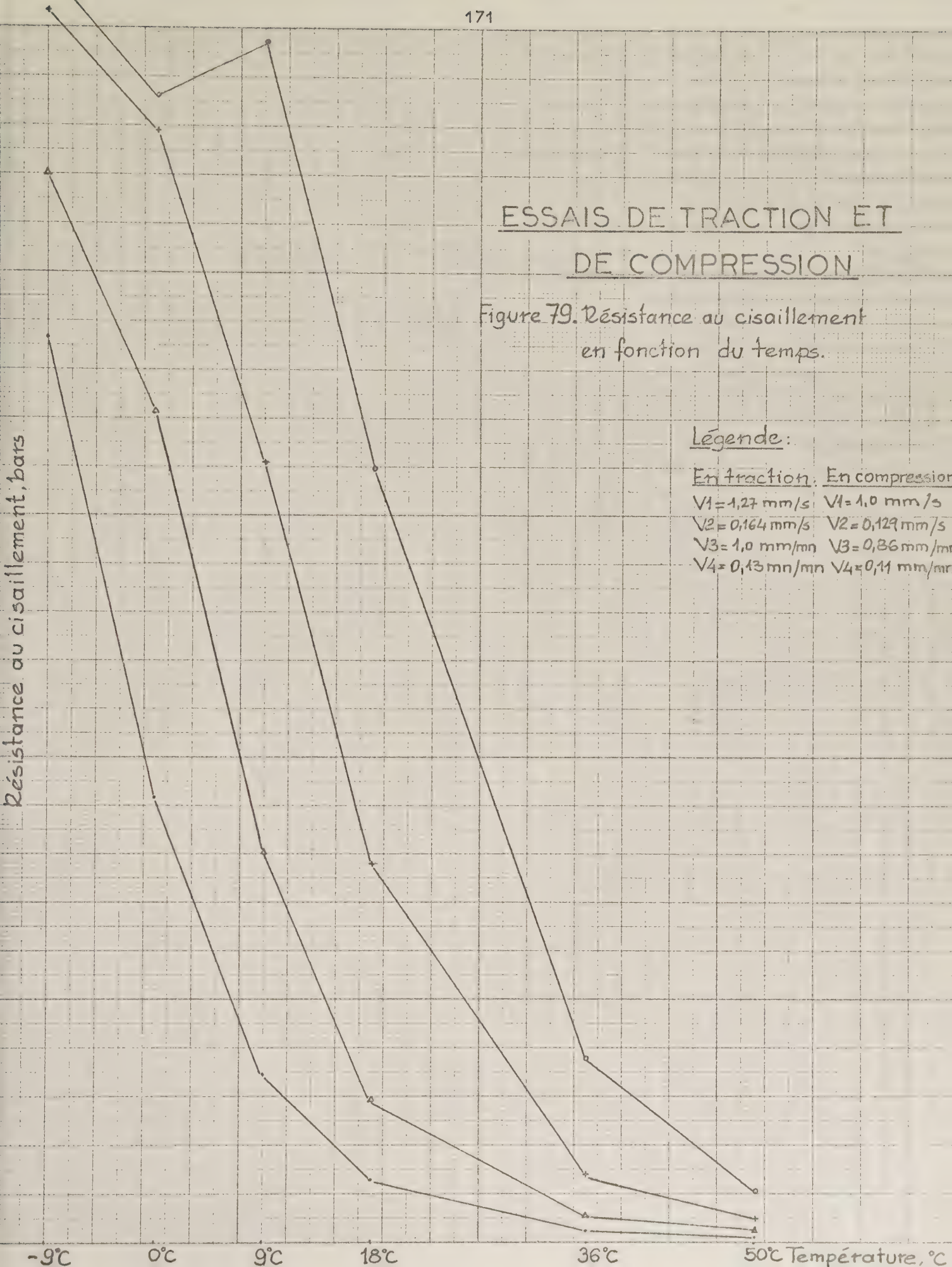
ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

Figure 79. Résistance au cisaillement
en fonction du temps.

Résistance au cisaillement, bars

Légende:

<u>En traction</u>	<u>En compression</u>
V1 = 1,27 mm/s	V1 = 1,0 mm/s
V2 = 0,164 mm/s	V2 = 0,129 mm/s
V3 = 1,0 mm/mn	V3 = 0,86 mm/mn
V4 = 0,13 mn/mn	V4 = 0,11 mm/mn



ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

Figure 80. Cohésion - température

Cohésion, bars

Légende:

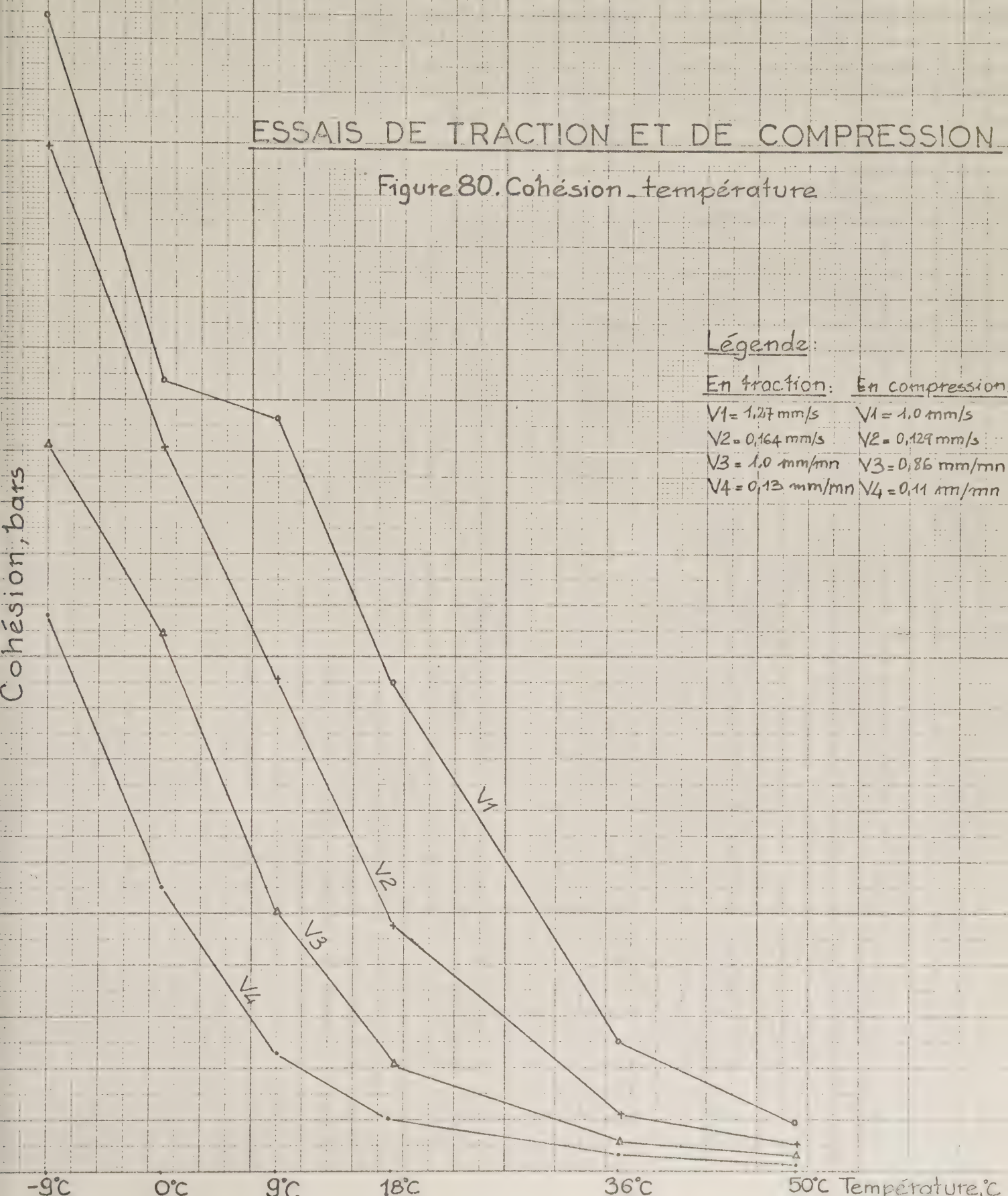
En traction: En compression:

V1 = 1,27 mm/s V1 = 1,0 mm/s

V2 = 0,164 mm/s V2 = 0,129 mm/s

V3 = 1,0 mm/mn V3 = 0,86 mm/mn

V4 = 0,13 mm/mn V4 = 0,11 mm/mn



ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

Figure 81. Angle de frottement interne - température

Légende

En traction

V1 = 1,27 mm/s

V2 = 0,164 mm/s

V3 = 1,0 mm/mn

V4 = 0,13 mm/mn

En compression

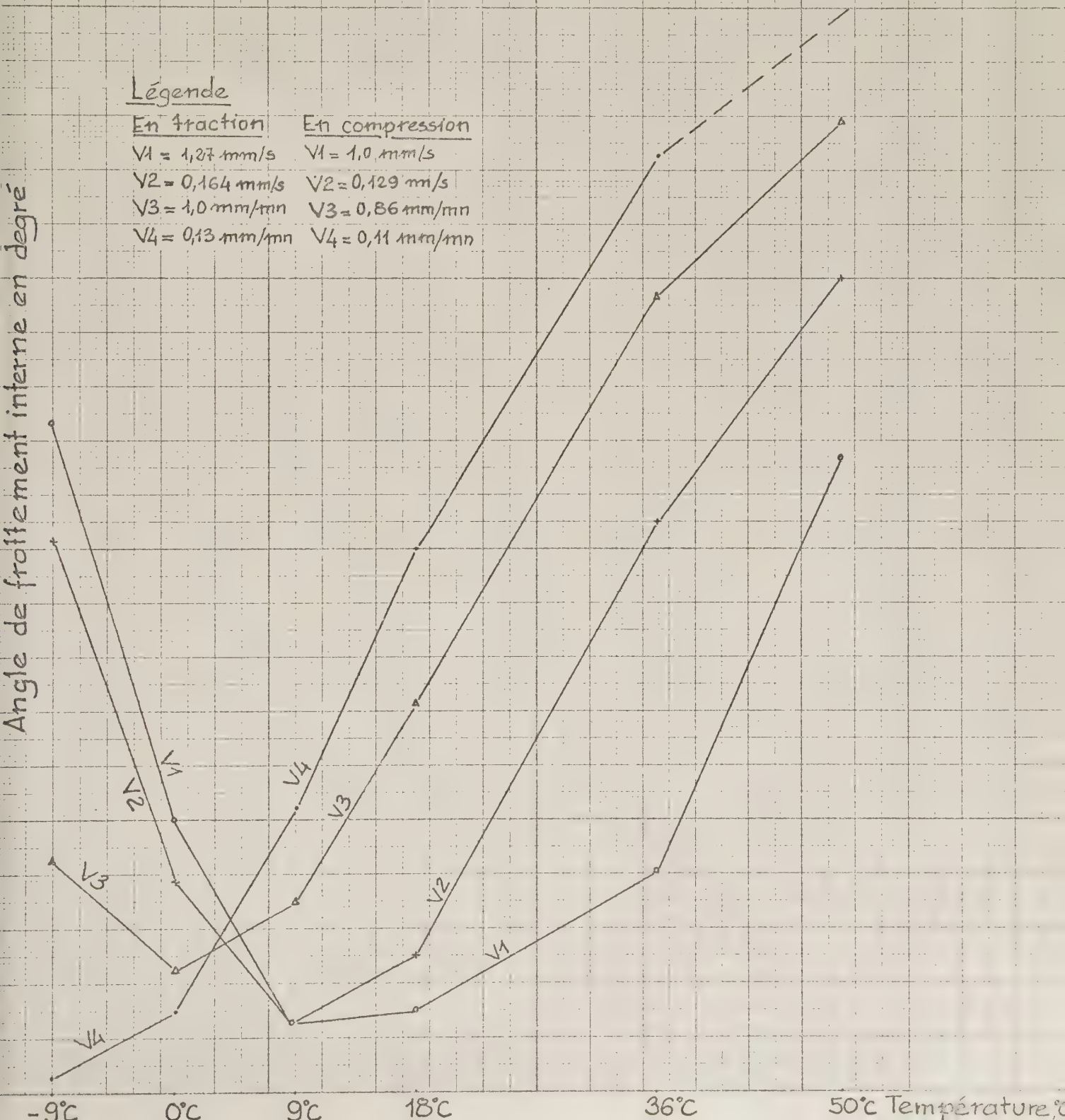
V1 = 1,0 mm/s

V2 = 0,129 mm/s

V3 = 0,86 mm/mn

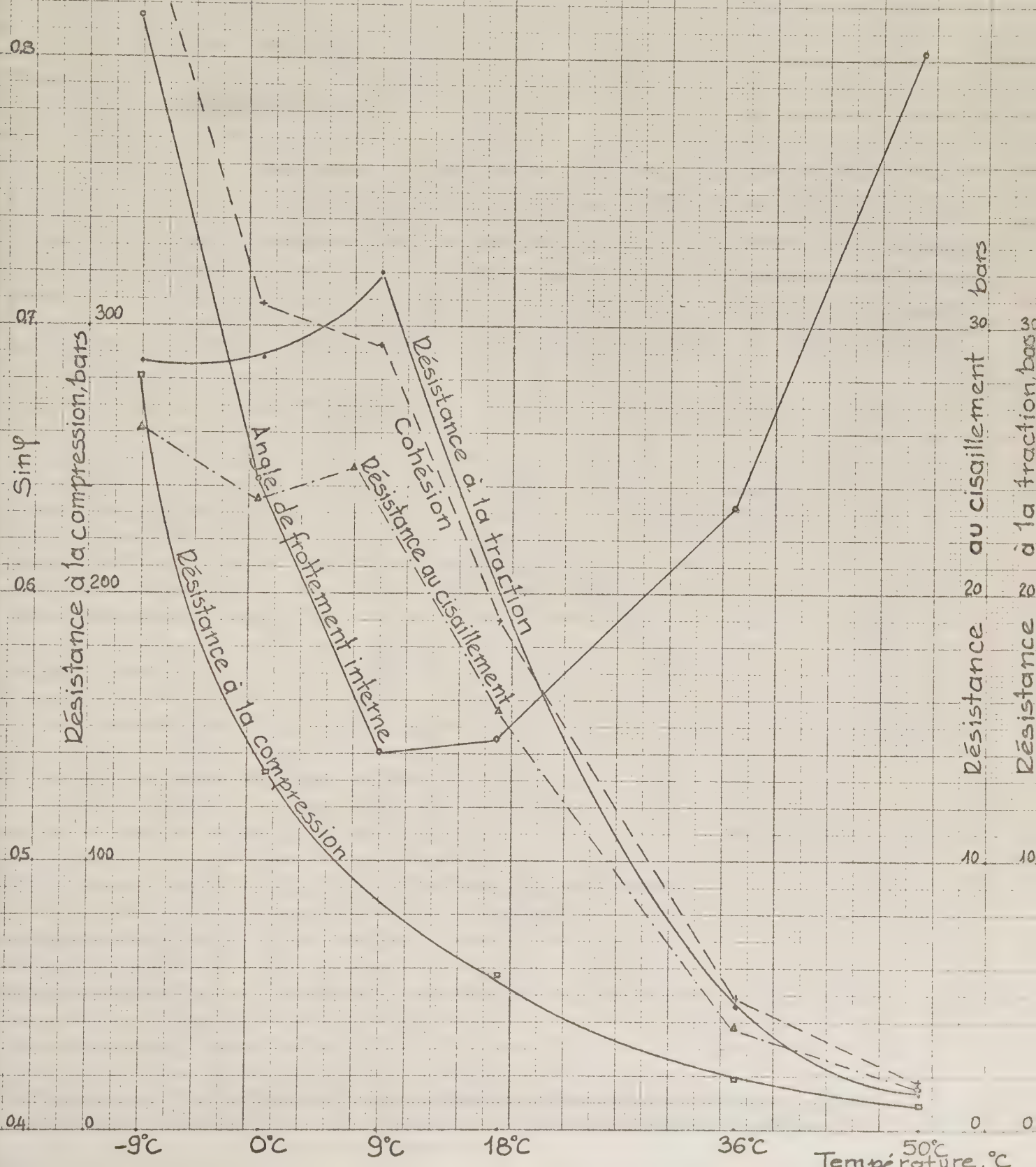
V4 = 0,11 mm/mn

Angle de frottement interne en degré



ESSAIS DE TRACTION ET DE COMPRESSION

Figure 82. Courbes récapitulatives pour $V_1 = 1,27 \text{ mm/s}$ ($1,0 \text{ mm/s}$ en comp.)



IV — ESSAIS BRÉSILIENS

A. EXPERIMENTATION.

Nous avons déjà indiqué que l'essai brésilien est un essai de compression diamétrale dans lequel l'éprouvette est écrasée en la plaçant, non pas verticalement entre le peson et le plateau de la presse, mais horizontalement de façon que les efforts soient appliqués à l'éprouvette suivant deux génératrices opposées. L'expérience et la théorie montrent que l'éprouvette se rompt alors, suivant le plan vertical passant par ces deux génératrices.

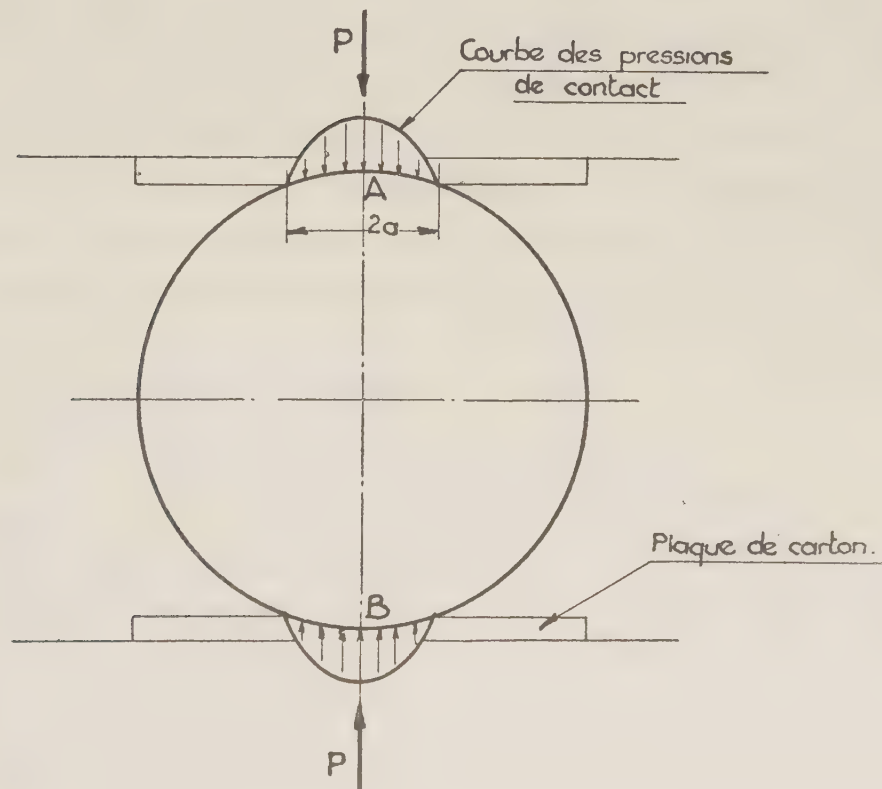


Figure 83. Essai brésilien effectué en interposant deux plaques de carton entre l'éprouvette et les plateaux.

Plusieurs auteurs dont Monsieur Peltier (27) notamment, ont pu démontrer théoriquement que ce sont les contraintes de traction normales au plan AB (Figure 83) qui sont responsables de la rupture de l'éprouvette.

L'essai brésilien a le grave inconvénient de faire appel à l'hypothèse élastique par son interprétation. C'est-à-dire que l'on suppose que la théorie de l'élasticité, et notamment la loi de Hooke sont vérifiées tout au long de l'essai jusqu'à la rupture.

Le caractère viscoélastique du béton bitumineux a créé une controverse autour de l'essai brésilien sur ce matériau. Même à présent beaucoup d'ingénieurs estiment que cet essai n'est pas valable pour l'enrobé.

Nous avons effectué des essais brésiliens parallèlement aux essais de traction directe pour tenter d'éclaircir cette controverse en comparant les résultats obtenus.

Des précautions ont été prises comme en compression pour que ces deux essais soient comparables. La formule d'enrobé, le matériau, le bitume, les conditions d'essais, la confection et la conservation des éprouvettes sont donc les mêmes pour les essais brésiliens et les essais de traction directe. Compte tenu du diamètre de l'éprouvette brésilienne (80 mm contre $H = 125$ mm en traction) on a diminué les vitesses de déformation pour les essais brésiliens. Ces vitesses sont identiques à celles utilisées en compression, à savoir:

$$1 \text{ mm/s} - 0,129 \text{ mm/s} - 0,86 \text{ mm/mn} - 0,11 \text{ mm/mn}$$

Le matériel utilisé est le même qu'en traction à 2 disques d'adaptation près, dimensionnées suffisamment larges pour permettre l'écrasement des éprouvettes suivant leurs génératrices (Figure 83).

Importance de l'interposition des plaques de carton.

Monsieur Peltier, dans son étude théorique de l'essai brésilien (27) considère trois possibilités de mode opératoire:

- 1°. L'éprouvette est en contact direct avec les plateaux de la presse
- 2°. L'interposition des deux baguettes de bois tendre entre l'éprouvette et les plateaux
- 3°. L'interposition de deux minces plaques de carton.

Dans le cas du contact direct, considérant une charge concentrée aux points A et B de l'éprouvette (Figure 83), les calculs théoriques faits par Monsieur Peltier montrent que la rupture s'amorce en A et B et que rien ne garantit qu'elle soit une rupture par traction.

Dans le cas de baguettes de bois, la solution théorique est satisfaisante, mais c'est un processus délicat à réaliser. Il exige selon Monsieur Peltier un centrage parfait des baguettes, ainsi qu'une homogénéité et une absence de coefficient de Poisson des baguettes difficiles à obtenir.

Monsieur Peltier recommande donc l'utilisation de deux minces plaques de carton. On a alors une répartition parabolique en A et B (Figure 83). Les défauts de surface de l'éprouvette sont amortis, voir éliminés puisque encaissés par les plaques de carton. La rupture s'amorce bien au centre, elle est franche et verticale suivant le plan AB. Cette solution donne satisfaction à condition que la relation :

$$\frac{a}{R} > 0,20$$

soit réalisée, R étant le rayon de l'éprouvette, a étant la largeur de la zone de contact entre le carton et l'éprouvette. D'après Monsieur Peltier, c'est à cette condition seulement que l'on mesure effectivement une résistance à la traction dont l'expression est :

$$\sigma_b = \frac{2}{\pi} \frac{P}{R H} \quad \text{ou} \quad \sigma_b = 0,637 \frac{P}{R H} \quad \dots\dots\dots 4.20$$

Monsieur Duriez a proposé (15) que le coefficient 0,637 soit porté à 1 pour les enrobés, compte tenu de la viscoélasticité. Nos expériences semblent montrer que cette modification n'est pas justifiée.

Nous avons effectué, donc, nos essais brésiliens en interposant deux plaques de carton d'épaisseur 5 mm et la largeur de l'empreinte sur les cartons était toujours supérieure à 20 mm pour un diamètre de 80 mm.

Dispersion des résultats.

Nous avons déterminé, comme pour les essais de traction directe et de compression simple, le coefficient de variation (écart type/moyenne) des résultats (à la rupture) de chaque essai sur 3 (parfois 4) répétitions. Nous donnons ci-dessous le coefficient de variation pris sur 24 séries d'essais (6 températures x 4 vitesses) pour les mesures de contraintes et de temps de charge. Il est de:

7,37% (avec un maximum de 20%) pour les mesures de contraintes

5,55% (avec un maximum de 13%) pour les mesures de temps.

Ces chiffres montrent que les résultats des essais brésiliens, malgré une répétition de 3, sont moins dispersés que ceux de traction directe et de compression simple. Une répétition de 3 nous paraît suffisante pour les essais brésiliens, à condition d'interposer deux plaques de carton entre l'éprouvette et les plateaux de la presse pour l'écrasement.

B. RESULTATS OBTENUS, LEUR DISCUSSION ET COMPARAISON AVEC LES RESULTATS EN TRACTION DIRECTE.

Nous avons effectué des essais brésiliens à 6 températures et 4 vitesses de déformation comme en traction directe et en compression simple.

Nous avons enregistré uniquement l'effort en fonction du temps. Comme le mode de rupture le permettait, l'enregistrement a été poursuivi au-delà de la rupture.

Le calcul de résistance a été fait d'après la formule:

$$\sigma_b = 0,637 \frac{P}{R H} \dots\dots\dots 4.20$$

sans modification de coefficient (1 au lieu de 0,637)

Les Figures 84 à 87 représentent la résistance à la traction par essais brésiliens en fonction du temps aux différentes températures.

On constate sur ces Figures :

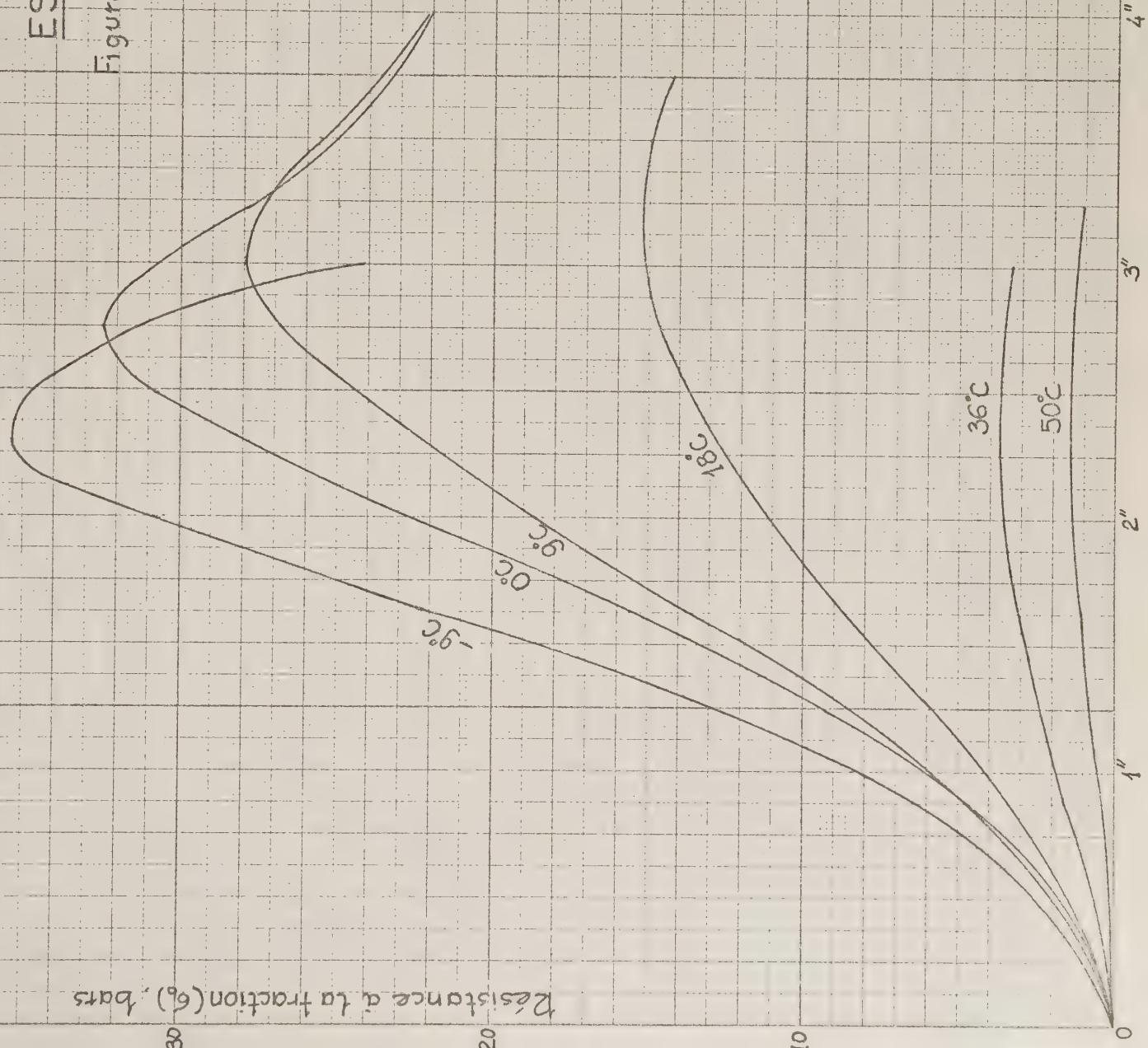
- que l'influence de la température et du temps de charge est aussi importante qu'en traction directe
- que plus la température est basse plus la résistance est élevée
- qu'il en est de même pour la vitesse de déformation. Plus la vitesse est rapide, plus la résistance est importante
- que la résistance à la traction indirecte varie dans la gamme de températures et de vitesse utilisée, entre 0,25 bars et 35,4 bars contre 0,12 bars et 32,5 bars en traction directe.

Quant aux temps de charge, nous constatons la même tendance qu'en traction directe et en compression simple. C'est-à-dire que pour une vitesse de déformation nominale donnée, quelle que soit la température, le temps de charge a tendance à rester constant pour les mêmes raisons décrites en traction directe.

ESSAIS BRESILIENS

Figure 84. Résistance en fonction
du temps

$$V_1 = 1,0 \text{ mm/s}$$

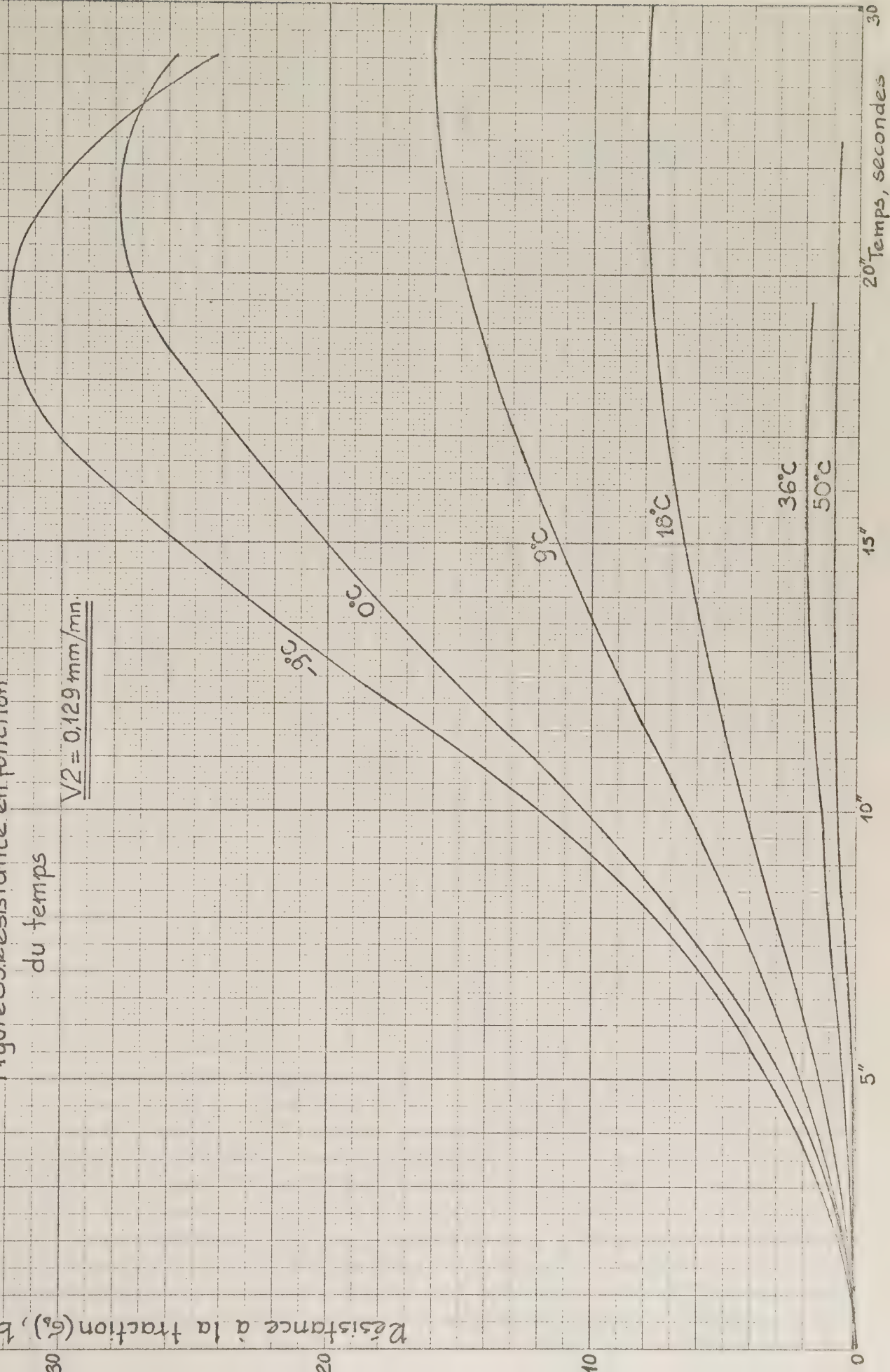


ESSAIS BRÉSILIENS

Figure 85 Résistance en fonction
du temps

$$\underline{\underline{V2 = 0,129 \text{ mm/mn.}}}$$

Résistance à la traction (σ_t), bars

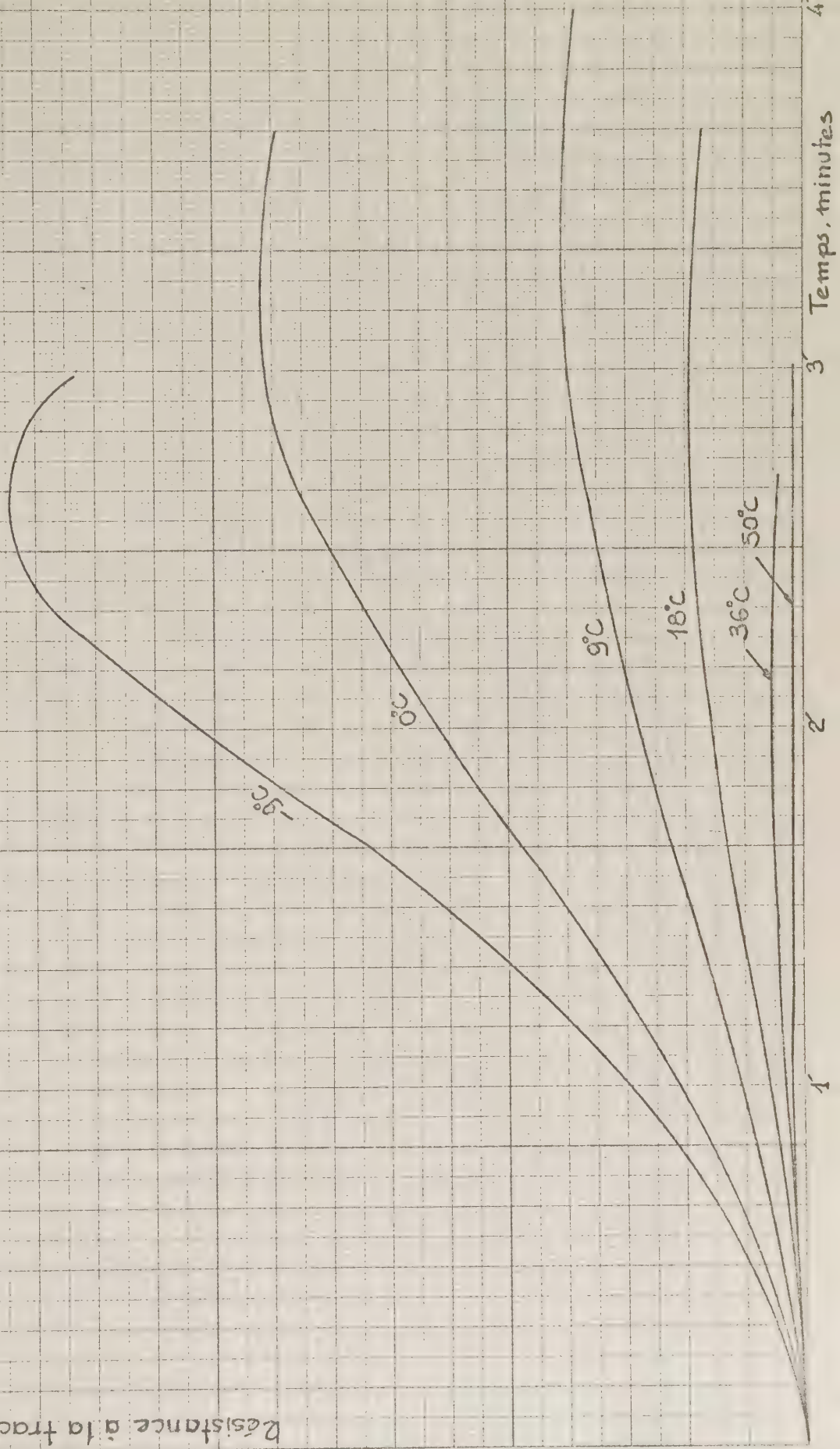


ESSAIS BRESILIENS

Figure 86. Résistance en fonction
du temps.

$V_3 = 0,86 \text{ mm/mn.}$

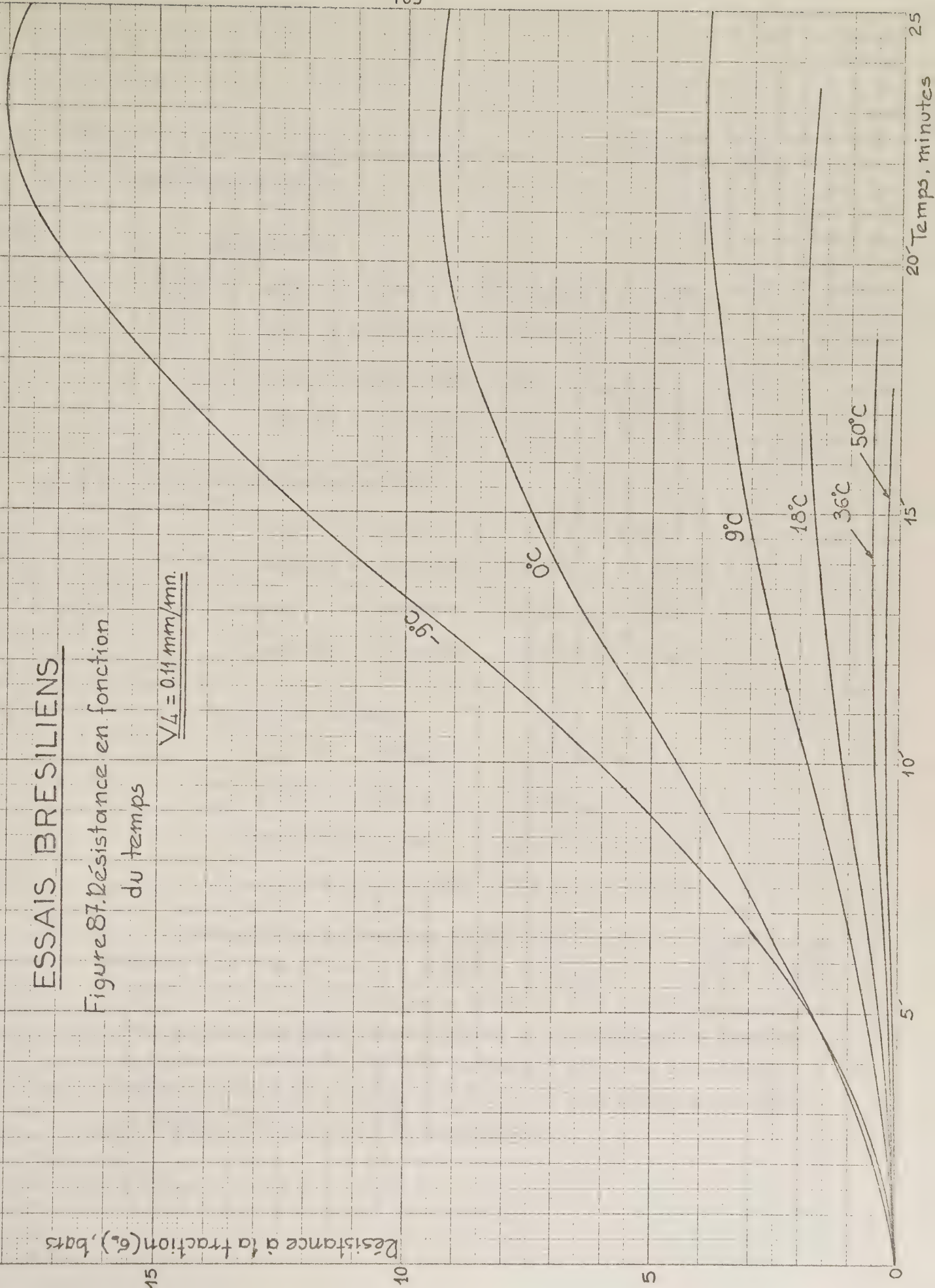
Résistance à la traction (σ_b), bars



ESSAIS BRÉSILIENS

Figure 87. Résistance en fonction
du temps

$$\underline{\underline{VL = 0.11 \text{ mm/mn.}}}$$



Nous donnons ci-dessous les temps de charge obtenus dans les trois types d'essais:

En brésilien:

pour $V1 = 1 \text{ mm/s}$	$2,25 \text{ s} < t < 3,25 \text{ s}$
pour $V2 = 0,129 \text{ mm/s}$	$16,5 \text{ s} < t < 24,0 \text{ s}$
pour $V3 = 0,86 \text{ mm/mm}$	$120 \text{ s} < t < 200 \text{ s}$
pour $V4 = 0,11 \text{ mm/mm}$	$600 \text{ s} < t < 1440 \text{ s}$

En compression simple:

pour $V1 = 1 \text{ mm/s}$	$3,2 \text{ s} < t < 3,4 \text{ s}$
pour $V2 = 0,129 \text{ mm/s}$	$22,9 \text{ s} < t < 27,3 \text{ s}$
pour $V3 = 0,86 \text{ mm/mm}$	$188 \text{ s} < t < 224 \text{ s}$
pour $V4 = 0,11 \text{ mm/mm}$	$1375 \text{ s} < t < 1666 \text{ s}$

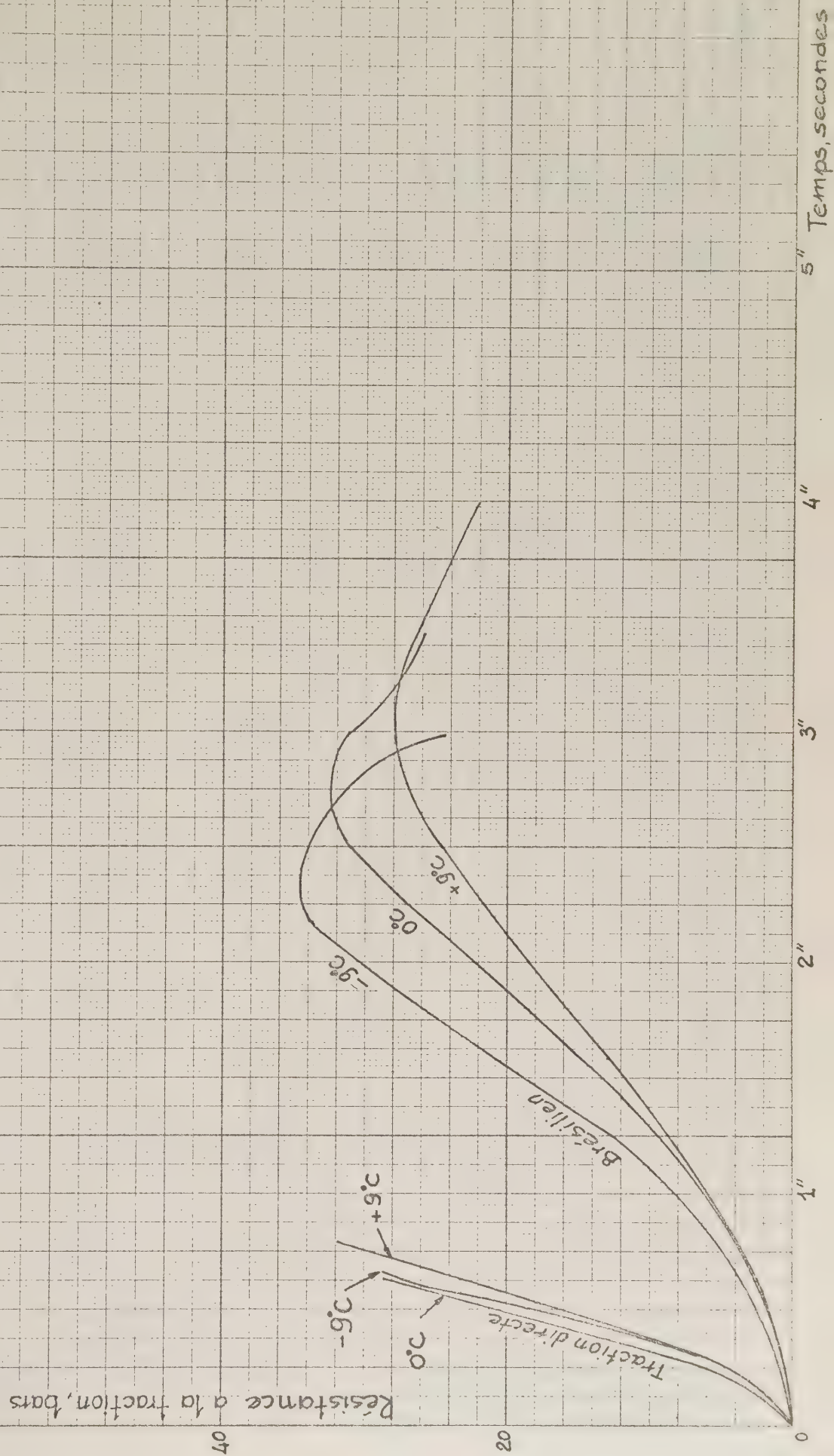
En traction directe:

pour $V1 = 1,27 \text{ mm/s}$	$0,615 \text{ s} < t < 0,8 \text{ s}$
pour $V2 = 0,164 \text{ mm/s}$	$4,1 \text{ s} < t < 6,64 \text{ s}$
pour $V3 = 1 \text{ mm/mm}$	$35,8 \text{ s} < t < 66 \text{ s}$
pour $V4 = 0,13 \text{ mm/mm}$	$322 \text{ s} < t < 106 \text{ s}$

On voit que les temps de charge, pour une vitesse de déformation donnée, sont 3 ou 4 fois plus élevés en brésilien qu'en traction directe. Par contre, les temps de charge en brésilien sont du même ordre de grandeur que ceux des compressions simples. On en déduit que le mécanisme de rupture en brésilien est très semblable à celui des compressions simples. Il est même probable que ce soit le même mécanisme qui régit la rupture en brésilien et en compression.

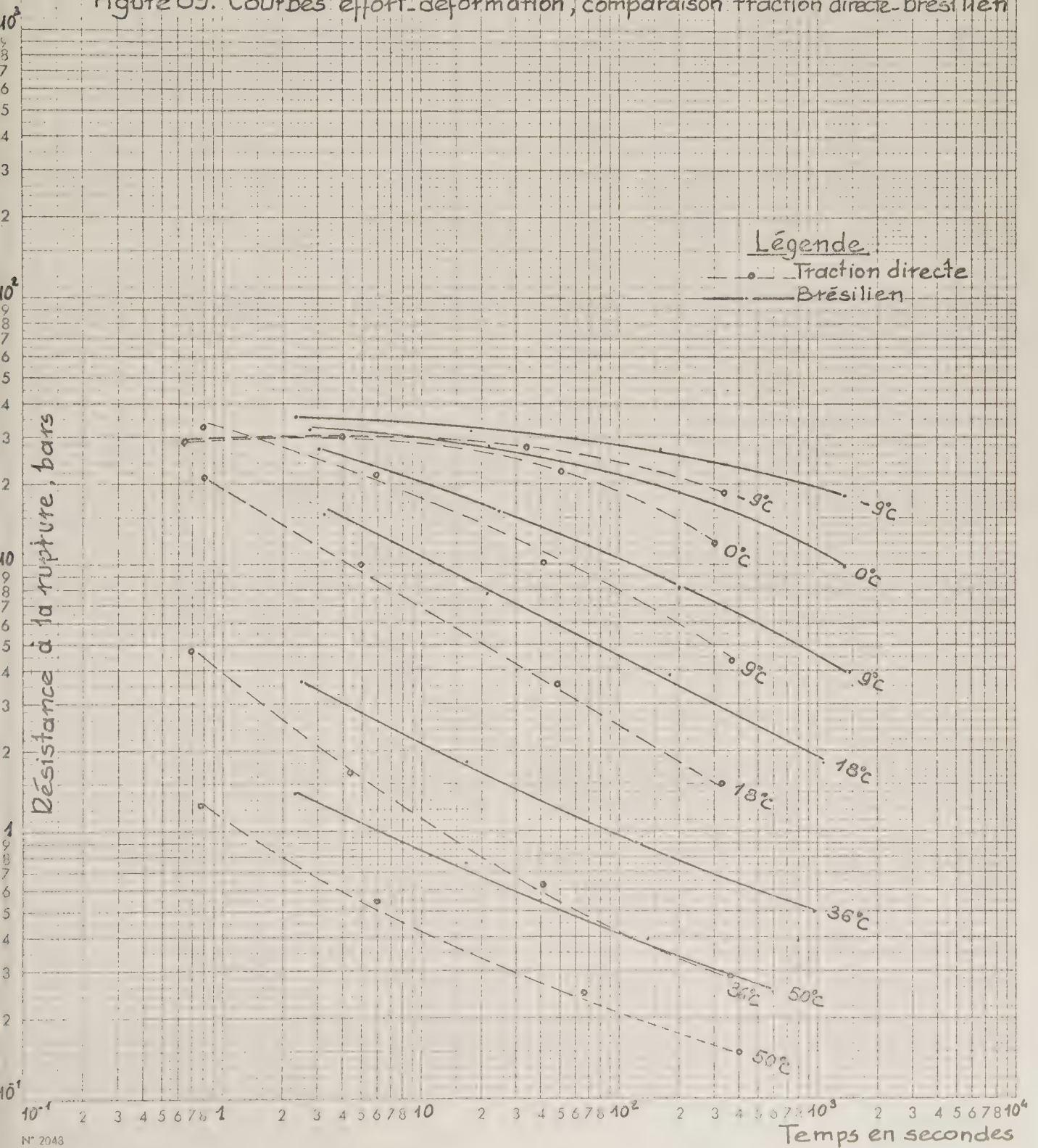
ESSAIS DE TRACTION ET ESSAIS BRÉSILIENS

Figure 88. Comparaison traction directe brésilien pour $V_1 = 1,27 \text{ mm/s}$
($V_1 = 1,0 \text{ mm/s}$ en brésilien)



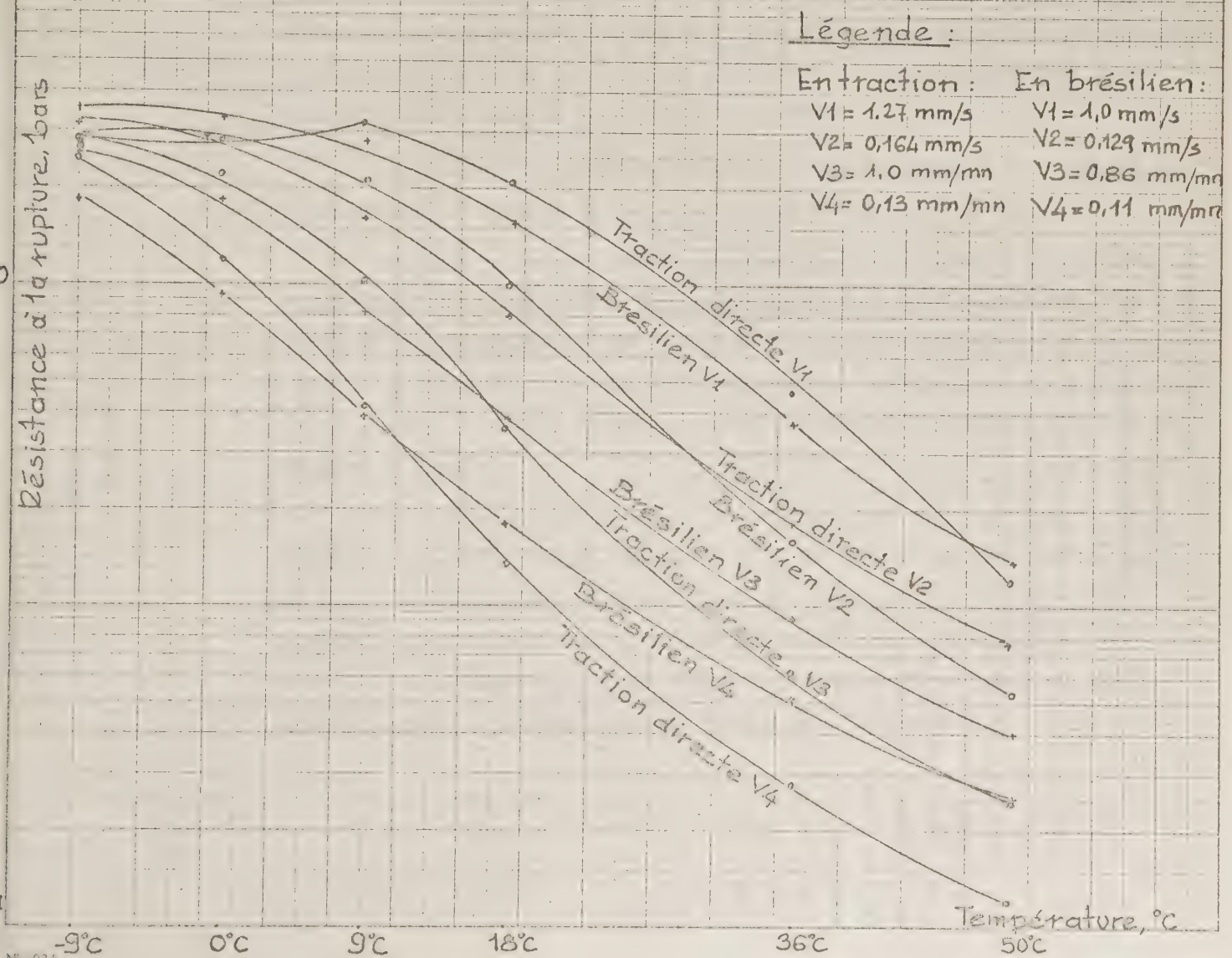
ESSAIS DE TRACTION DIRECTE ET ESSAIS BRÉSILIENS

Figure 89. Courbes effort-déformation, comparaison traction directe-brésilien



ESSAIS DE TRACTION DIRECTE ET ESSAIS BRÉSILIENS

Figure 90. Résistance en fonction de la température
Comparaison traction directe - brésilien



La Figure 88 montre la différence de comportement de l'éprouvette en brésilien et en traction directe du point de vue du temps de charge. Cette Figure donne également un aperçu des résistances obtenues.

La Figure 89 représente les courbes isothermes de la résistance à la rupture par essais brésiliens en fonction du temps de charge en coordonnées bilogarithmiques. Nous avons tracé sur la même Figure les résistances obtenues en traction directe.

La Figure 89 met en évidence le rapport entre les résistances obtenues par ces deux types d'essais. En effet nous avons calculé l'écart relatif de la résistance par l'essai brésilien à la résistance par l'essai de traction directe $(\sigma_t - \sigma_b) / \sigma_t$. Entre -9°C et 18°C l'écart n'excède guère 27%. Il est, en général, inférieur à 20% dans cette gamme de température. A partir de 36°C , comme la Figure 89 en témoigne, l'écart augmente; la résistance obtenue par l'essai brésilien est systématiquement plus élevée, l'écart montant à 110% à 50°C devient inacceptable.

La Figure 90, qui représente les deux résistances en fonction de la température confirme ce que nous venons d'indiquer.

D'après ces résultats, compte tenu de la dispersion expérimentale, on est en mesure de dire que les résistances à la rupture obtenues en brésilien et en traction directe concordent pour les températures inférieures à 36°C . A partir de cette température, l'essai brésilien perd sa signification en tant qu'essai de traction, si la vitesse de déformation est inférieure à 1 mm/s.

Il y a donc lieu de penser, comme Monsieur Peltier, que la plasticité du matériau joue en faveur de l'essai brésilien dans une certaine mesure. Elle crée, généralement, dans le matériau une adaptation qui y uniformise les contraintes en atténuant l'effet des contraintes très fortes du voisinage des appuis. Grace à une certaine plasticité, les contraintes sont peu variables au centre de l'éprouvette et la zone de

rupture ne peut se déplacer vers les bords. Il semble donc que ce qui est vrai dans l'hypothèse élastique l'est au-delà de la limite élastique dans une certaine mesure. Mais une plasticité excessive fausse les résultats en permettant le développement des contraintes parasites au sein de l'éprouvette.

Courbe maitresse.

En utilisant les courbes isothermes de la Figure 89, nous avons établi la courbe maitresse de la résistance à la rupture en brésilien. Cette courbe est présentée sur la Figure 75 avec les courbes maitresses de traction directe et de compression. Il est très intéressant de remarquer que les valeurs de résistance en brésilien et en traction directe s'approchent à mesure que le temps de charge diminue, c'est-à-dire à mesure que l'on entre dans le domaine élastique.

L'essai brésilien a le mérite d'être simple et peu dispersé: il nous donne une idée assez précise en ce qui concerne la résistance à la rupture en traction pour les buts pratiques, à condition que la température ne soit pas élevée. Par contre, le mécanisme de rupture étant différent pour l'essai brésilien, il nous renseigne incorrectement sur le temps de charge. Mais l'inconvénient le plus grave de cet essai, par rapport à l'essai direct est que la déformation étant mal définie, il nous interdit tout calcul de module. Néanmoins nous pensons que les laboratoires régionaux, pas encore équipés pour réaliser des essais de traction directe peuvent continuer à utiliser cet essai, à côté de l'essai Duirez, surtout entre 0°C et 18°C.

SUGGESTIONS POUR LES ÉTUDES A VENIR

Nous suggérons que l'on considère les points suivants pour les études à venir sur le même sujet:

- Il serait intéressant d'effectuer des essais de traction directe bien au-dessous du point de fragilité des bitumes, afin d'étudier le comportement de l'enrobé aux températures très basses.

- Il serait utile d'effectuer, en plus, des essais à 27°C, la différence entre 18°C et 36°C étant très grande.

- Il serait également intéressant d'étudier l'influence de la teneur en bitume, du type de celui-ci, de la granulométrie, de la teneur en filler ainsi que le type de filler sur la résistance à la traction.

- Les valeurs de la résistance au cisaillement, de la cohésion et de l'angle de frottement interne déterminées à partir des essais à vitesse de déformation constante doivent être vérifiées par des essais triaxiaux.

- Il serait très intéressant de vérifier le module de relaxation que nous avons déterminé à l'aide d'une méthode indirecte par des essais de relaxation directe.

- Il serait ensuite intéressant de construire un modèle analogique susceptible de représenter des caractéristiques du béton bitumineux en traction.

- Il serait souhaitable de disposer d'un appareillage permettant d'effectuer des essais à une vitesse plus constante qu'avec l'appareillage actuel.

CONCLUSIONS

Les essais présentés dans cette étude ne considèrent qu'une seule formule d'enrobé. Nous ne sommes donc pas en mesure de généraliser les résultats obtenus. Néanmoins nous pouvons tirer les conclusions suivantes:

- Les essais à vitesse de déformation constante effectués en traction directe et en compression simple nous renseignent sur un certain nombre de caractéristiques de l'enrobé bitumineux nous aidant à mieux connaître ce matériau complexe.

- La résistance et la déformabilité, ainsi que d'autres propriétés (cohésion, angle de frottement interne, etc...) du béton bitumineux sont fonction à la fois de la température et de la vitesse de déformation.

- En général, plus la température est basse, plus la résistance est élevée. Cependant, en traction, au-dessous d'une limite inférieure de température, la résistance commence à diminuer, ce qui est dû à la fragilité du bitume.

- Plus la vitesse de déformation est lente, plus la résistance est faible.

- La résistance à la traction du béton bitumineux dépend, entre autres, de la résistance du bitume pur dans l'enrobé.

- La déformation relative à la rupture est plus sensible aux changements de la vitesse de déformation aux basses températures. Elle a tendance à rester constante aux températures élevées.

- Le béton bitumineux est plus déformable en compression qu'en traction.

- Les temps de charge sont plus élevés en compression qu'en traction pour une vitesse normale donnée.

- La "fragilité" (σ_c / σ_t) du béton bitumineux dépend, elle-aussi, de la température et du temps. La fragilité variant entre 3,3 et 5,6 entre 0°C et 18°C s'approche de celle des corps fragiles (8-10) à -9°C.

- Aux températures élevées, la diminution de la cohésion de l'enrobé est compensée par le développement de forts angles de frottement interne.

- Les résistances à la rupture obtenues par essais brésiliens et par essais de traction directe concordent assez bien aux basses températures. A partir de 36°C l'essai brésilien perd sa signification en tant qu'essai de traction pour les vitesses de déformation inférieures à 1 mm/s.

- Il nous paraît très utile d'effectuer l'essai Duriez en compression simple avec mesure des déformations pour avoir une meilleure connaissance du comportement.

- En ce qui concerne le facteur de translation a_T , il est vraisemblable que ce soit le même a_T (pour une température donnée) qui s'applique à toutes les courbes maîtresses tracées.

- Il est possible de déterminer, par la méthode présentée, le module de relaxation à partir des essais à vitesse de déformation constante.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

1. B. PERSOZ : Introduction à l'étude de la rhéologie.
Dunod, Paris, 1960.
2. G. SAYEGH : Contribution à l'étude des propriétés viscoélastiques des bitumes purs et de bétons-bitumineux. Thèse de docteur-ingénieur présentée à la Faculté des Sciences de Paris, 1965.
3. PH. LEGER : Les propriétés mécaniques des matériaux bitumineux.
Bull. Liaison des Lab. Routiers, N° 23, 1967.
4. C.L. MONISMITH, R.L. ALEXANDER, K.E. SECOR : Rheologic behavior of asphalt concrete, Paper prepared for presentation at annual meeting of Asc. of Asph. Pav. Tech. Feb. 1966 Minneapolis.
5. J.D. FERRY : Viscoelastic properties of polymers J. WILLEY and sons Inc.
London, 1961.
6. J. SAUNIER : Module complexe des enrobés bitumineux. Evaluation du module de rigidité à partir des paramètres facilement accessibles (inédit).
7. C.L. MONISMITH : Fatigue of asphalt paving mixtures. First Annual Street and Highway Conf. Univ. of Nevada, 1966.
8. C.L. MONISMITH and K.E. SECOR : Viscoelastic behavior of asphalt concrete pavements. Proc. International Conf. on the structural design of asphalt Pav. Univ. of Michigan, 1963 P. 476 - 498.
9. G. CARRE : Résistance à la traction des enrobés bitumineux. Revue générale des routes, Octobre 1966.

- I0. F.R. EIRICH : Rhéology, theory and application. Academic Press Inc. Publishers, Newyork, Vol. II, 1958.
- II. E. F. DAVIS, E.M. KROKOSKY and E. TONS : Stress relaxation of bituminous concrete in tension. H.R.B., Highway Research Record, N° 67, June 1965.
- I2. J. BONITZER : Le problème du calcul rationnel des chaussées. Annales de l'Inst. Tech. du Bât. et des Trav. Publics N°154 Oct.1960.
- I3. K.R. PEATTIE, W. HEUKELOM and J.G. KLOMP, G.M. DORMON : Three papers on the design of flexible pavements. Shell bitumen reprint N° 12, London, 1964.
- I4. J.G. KLOMP and G.M. DORMON : Stress distribution and dynamic testing in relation to road design. Shell bitumen reprint N° 18, London, 1964.
- I5. M. DURIEZ et J. ARRABIDE : Nouveau traité de Matériaux de construction, Dunod, Paris, Vol. III, 1967.
- I6. C.L. MONISMITH, G.A. SECOR and K.E. SECOR : Temperature induced stresses and deformations in asphalt concrete. Proc. of Asph. Pav. Tech. Vol. 34, 1965.
- I7. K.O. ANDERSON, B.P. SHIELDS and J.M. DACYSZYN : Cracking of Asphalt Pavements due to thermal Effects. Proc. of the Assc. of Asph.Pav.Tech. Vol.34, p. 263.
- I8. R.J. SCHMIDT : The relationship of the low properties of asphalt to the cracking of pavements. Proc. of the Assc. of Asp. Pav. Tech. Vol. 34. P. 263.

19. K.E. SECOR and C.L. MONISMITH : The viscoelastic response of asphalt paving slabs under creep loading.
H.R.B., Highway Research Record, N°.67, 1965.
20. E. TONS and E. KROKOSKY : Tensile properties of dense graded bituminous concrete. Pro. of the Asc. of Asph. Pav. Tech. Vol.32.
Feb. 1963.
21. J. DURRIEU et R. SAUTEREY : Quelques problèmes concernant les couches bitumineuses des chaussées d'autoroutes. Bull. liaison des Lab.Routiers N° 17, 1966.
22. Z.P. BAZANT : L'instabilité d'un milieu continu et la résistance en compression. Bulletin Rilem, N° 35, Juin 1967.
23. K. MAJIDEADEH et M. HERRIN : Modes of failure and strength of asphalt films subjected to tensile stresses. H.B.R., Highway Research Rec. N°.67, June 1965.
24. P.G. HERKENHOFF : A determination of the shear strength properties of bituminous mixtures by the use of tension and unconfined compression tests. Proc. Asp. Pav. Tech. Vol. 33, 1964.
25. R. SAUTEREY : Les couches de roulement. Bull. Liaison des Lab.Routiers N° 43, Février 1970.
26. C. HUET : Etude par une méthode d'impédance du comportement visco-élastique des matériaux hydrocarbonés. Thèse de docteur-ingénieur présentée à la Faculté des Sciences de Paris 1963.
27. R. PELTIER : Etude théorique de l'essai brésilien.
L.C.P.C. Publ. N° 207, Paris, Février 1954.

28. C. TOURENQ et A. DENIS : La résistance à la traction des roches.
L.C.P.C. Rapport de recherche N° 4; Paris. Février 1970.
29. G. JEUFFROY : Conception et construction des chaussées.
Editions Eyrolles, Tome I, Paris, 1967.

FACULTÉ DES SCIENCES
DE PARIS

9, QUAI SAINT BERNARD - PARIS V'

SERVICE DE LA SCOLARITÉ

Bureau des Enseignements du 3^e Cycle

TÉLÉPHONE : 336-25-25 - P

PERMIS D'IMPRIMER

DOCTORAT : DOCTEUR-INGENIEUR

THESE DE :

Nom : ULUCAYLI

Prénoms : Mehmet

Né (e) le 17 Juillet 1939ⁿ à MANISA Dép^t Turquie

SUJETS

1ère THESE : " Contribution à l'étude du comportement mécanique du béton
bitumineux par des essais à vitesse de déformation constante."

2e THESE (Propositions faites par la Faculté) :
" Mécanisme général de l'adhérence (solide-solide et solide-liquide)."

Vu et approuvé

Paris, le 1er Juillet 1970

Le Doyen de la Faculté
des Sciences de Paris

Vu et permis d'imprimer

Paris, le

Le Recteur de l'Académie
de Paris



L. Gauthier

